



D 2015

ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO DO COMPORTAMENTO DE UM MATERIAL INTUMESCENTE NA PROTEÇÃO PASSIVA DE ELEMENTOS ESTRUTURAIS SUBMETIDOS A INCÊNDIO

LUÍS MANUEL RIBEIRO DE MESQUITA

TESE DE DOUTORAMENTO APRESENTADA

À FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO
Departamento de Engenharia Mecânica



FEUP

**ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO DO COMPORTAMENTO DE
UM MATERIAL INTUMESCENTE NA PROTEÇÃO PASSIVA DE ELEMENTOS
ESTRUTURAIS SUBMETIDOS A INCÊNDIO**

Luís Manuel Ribeiro de Mesquita

Tese submetida em cumprimento dos requisitos
para obtenção do grau de Doutor em Engenharia Mecânica

Tese realizada sob supervisão do

Professor Doutor Mário Augusto Pires Vaz
da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

e

Professor Doutor Paulo Alexandre Gonçalves Piloto
do Instituto Politécnico de Bragança

Porto, 9 de junho de 2015

À Cristina e Gabriel

Agradecimentos

O desenvolvimento desta tese não seria possível sem a excelente supervisão dos meus orientadores, Prof. Doutor Mário Vaz e Prof. Doutor Paulo Piloto, aos quais agradeço todo o conhecimento e apoio oferecido durante a realização deste trabalho.

À Fundação para a Ciência e Tecnologia pelo apoio financeiro concedido no âmbito da Bolsa de Doutoramento SFRH/BD/28909/2006.

Ao Instituto Politécnico de Bragança pela disponibilidade dos espaços laboratoriais para a execução dos ensaios de resistência ao fogo.

O meu agradecimento ao Laboratório de Fumo e Fogo do INEGI, na pessoa do Dr João Rodrigues, pelo apoio na execução dos testes realizados no calorímetro de cone.

O meu agradecimento ao Laboratório de Engenharia de Processos, Ambiente, Biotecnologia e Energia (LEPAE) da FEUP, na pessoa do Prof. Doutor Fernão Magalhães, pelo apoio na realização dos testes de microescala.

Às empresas CIN- Corporação Industrial do Norte e à Nullifire pelo fornecimento das tintas intumescentes.

Às empresas J. Soares Correia e ArcelorMittal pelo fornecimento dos perfis estruturais utilizados nos ensaios.

Resumo

A verificação de segurança de estruturas e edifícios contra o risco de incêndio é um imperativo regulamentar definida pelo Regulamento Técnico de Segurança contra Incêndio em Edifícios que estabelece os valores mínimos do tempo de resistência ao fogo em função das utilizações tipo e das categorias de risco de incêndio. A determinação da resistência ao fogo dos elementos estruturais é realizada de acordo com as normas Europeias (Eurocódigos) utilizando modelos de cálculo simplificados ou através de testes experimentais de resistência ao fogo.

O método mais frequente de se obter o valor mínimo de resistência ao fogo requerido regulamentarmente é através da utilização de sistemas de proteção passiva, dos quais a utilização de tintas intumescentes se apresenta como o material de proteção ao fogo mais utilizado.

O trabalho apresentado nesta tese descreve a metodologia de investigação analítica, numérica e experimental realizada em tintas intumescentes de base aquosa. Do ponto de vista experimental e para se obter em detalhe o comportamento deste material de proteção, foram conduzidos testes à microescala, em amostras de pequena escala e em perfis estruturais de escala real. Os testes de microescala são utilizados para a formulação analítica de um modelo de decomposição térmica das tintas intumescentes e de formação da camada carbonosa. É desenvolvido um modelo numérico adaptativo de malha móvel baseado no método das diferenças finitas não uniformes, que permite determinar a variação do campo de temperaturas do aço e do intumescente, em função da reação e expansão do intumescente, para diferentes exposições térmicas. Este modelo numérico é aplicado aos diferentes testes experimentais e realizada uma comparação ao nível da variação da temperatura e expansão do intumescente.

O modelo de decomposição térmica que melhor descreve a reação do intumescente com a temperatura é um modelo de quatro etapas de decomposição e reações de ordem n .

Os testes experimentais conduzidos no calorímetro de cone com um fluxo de calor por radiação de 35 e 75 [kW/m²], mostram um desempenho distinto das duas tintas analisadas. Para a mesma tinta a evolução do intumescente varia com o fluxo de calor e com a espessura seca inicial, verificando-se que a etapa de decomposição oxidativa só ocorre no fluxo de calor com maior intensidade.

Quando amostras equivalentes às anteriores são testadas no forno de resistência ao fogo, segundo a curva ISO834, a taxa de expansão do intumescente é mais acentuada e ocorre sempre a degradação oxidativa do intumescente.

Os testes realizados à escala real em perfis estruturais permitem a obtenção de uma metodologia experimental de análise do desempenho deste material de proteção ao fogo. Este desempenho varia com o tipo de secção transversal em função das reentrâncias e da convexidade da secção. O desempenho em secções CHS e SHS é tendencialmente menor, sendo necessária uma maior espessura do material de proteção para o mesmo nível de proteção. Devido à reduzida resistência mecânica do material intumescente, um aumento muito significativo da espessura de proteção pode ser contraproducente, já que origina uma elevada expansão que acaba por cair deixando o aço exposto diretamente ao fogo.

A aplicação do modelo numérico à simulação dos testes experimentais mostra que só é possível obter uma boa correlação entre ambos com um melhor conhecimento das propriedades térmicas do intumescente. Os resultados numéricos são fortemente dependentes do modelo da condutividade térmica efetiva, determinado com base no valor da condutividade térmica do material virgem e carbonoso e do fluxo de calor por radiação no interior dos poros.

Palavras Chave: proteção ao fogo, tinta intumescente, transferência de calor e de massa, modelo numérico, resistência ao fogo

Abstract

The fire safety verification of buildings and structures is a requirement established by the National Technical Regulation for Fire Safety in Buildings that defines the minimum required fire resistance time in function of the buildings use and its risk category to fire. The fire resistance of structural elements is carried out according to the European standards (Eurocodes) using simplified calculation models or through experimental fire resistance tests.

The most common method of achieve the required fire resistance is by the use of passive fire protection systems, being the intumescent coatings the fire protection material frequently used.

The work presented in this thesis describes a research methodology considering analytical, numerical and experimental developments using two different water based intumescent coatings. To obtain detailed information about the intumescence behavior, different experimental tests were performed, considering micro-scale tests, small-scale and full-scale fire tests. Micro-scale tests results are used to develop an analytical formulae of the intumescent coatings thermal decomposition and formation of the carbonaceous char layer. A numerical model based on an adaptive moving mesh method with the finite difference method is developed, which allows the calculation of the temperature field, for steel and coating, and the coating swelling in function of the decomposition reaction steps for different thermal conditions.

The thermal decomposition model that best describes the intumescent reaction with temperature is a four-step decomposition model considering non-linear reaction orders (n).

The experimental tests conducted in the cone calorimeter at radiant heat fluxes of 35 and 75 [kW/m^2], show a distinct behavior and efficiency of the intumescent coatings. For the same coating the coating expansion varies with the radiant heat flux and the dry film

thickness. The fourth reaction step, the oxidative decomposition step, only occurs for the tests performed at the higher radiant heat flux.

Equivalent samples to above were tested in a fire resistance furnace according to ISO834 curve. Tests results show a higher intumescence expansion rate and due the existing elevated temperatures the oxidative degradation step is verified in all tests.

The real-scale experimental fire tests using steel profiles are done to evaluate and determine the performance and the contribution from the fire protection material to the fire resistance. This performance varies with the steel cross-section depending if the cross section is concave or convex. The performance in CHS and SHS sections tends to be smaller, requiring a higher dry film thickness to achieve an equivalent fire resistance. Due to the very low mechanical strength of the carbonaceous char layer, a dry film thickness increase can be counterproductive, since it leads to a high intumescence expansion that ends up falling leaving the steel directly exposed to fire.

The use of the numerical model to simulate the experimental tests shows that a good correlation between experimental and numerical results is only possible with a better understanding of the intumescent thermal properties. The numerical results are strongly dependent on the effective thermal conductivity model established in function of thermal conductivity of the carbonaceous layer and virgin materials and the radiative heat flow within the pores.

Keywords: fire protection, intumescent coating, heat and mass transfer, numerical modelling, fire resistance

Índice

AGRADECIMENTOS.....	I
RESUMO	III
ABSTRACT	V
ÍNDICE	VII
LISTA DE FIGURAS	XI
LISTA DE TABELAS.....	XXI
NOMENCLATURA.....	XXV
CAPÍTULO 1: INTRODUÇÃO	1
1.1 CONTEXTO E MOTIVAÇÃO.....	1
1.2 PROTEÇÃO AO FOGO DOS ELEMENTOS E ESTRUTURAS	4
1.3 DESENVOLVIMENTO DE TINTAS INTUMESCENTES	11
1.4 MODELOS DE DECOMPOSIÇÃO DAS TINTAS INTUMESCENTES	18
1.5 ESTRUTURA DA TESE	22
CAPÍTULO 2: EXIGÊNCIAS REGULAMENTARES DE RESISTÊNCIA AO FOGO	25
2.1 INTRODUÇÃO.....	25
2.2 MECANISMOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR	30
2.2.1 <i>Transferência de calor por convecção</i>	30
2.2.2 <i>Transferência de calor por radiação</i>	31
2.2.3 <i>Transferência de calor por condução</i>	31
2.3 CURVAS DE INCÊNDIO NOMINAIS	32
2.4 CURVA DE INCÊNDIO PARAMÉTRICAS	34
2.5 CURVA DE INCÊNDIO NATURAL	35
2.6 SEGURANÇA DOS ELEMENTOS ESTRUTURAIS SOB A AÇÃO DO FOGO.....	36
2.6.1 <i>Domínio da resistência</i>	38
2.6.2 <i>Domínio da temperatura</i>	39
2.6.3 <i>Domínio do tempo</i>	40
2.6.4 <i>Determinação da evolução da temperatura de elementos protegidos</i>	44
2.7 DETERMINAÇÃO DA RESISTÊNCIA DE ELEMENTOS ESTRUTURAIS DE AÇO	48
2.7.1 <i>Estado limite último de flexão</i>	48
2.7.1 <i>Estado limite último de encurvadura lateral torsional</i>	49

2.8	CONCLUSÕES	55
CAPÍTULO 3: ANÁLISE CINÉTICA DA DECOMPOSIÇÃO TÉRMICA DAS TINTAS INTUMESCENTES E SEUS COMPONENTES		
57		
3.1	INTRODUÇÃO.....	57
3.2	TESTES DE TERMOGRAVIMETRIA.....	58
3.3	TESTES DE CALORIMETRIA DIFERENCIAL DE VARRIMENTO (DSC)	62
3.4	MÉTODOS ANALÍTICOS DE CÁLCULO DOS PARÂMETROS CINÉTICOS	63
3.4.1	<i>Método de Kissinger</i>	65
3.4.2	<i>Método de Flynn-Wall-Ozawa</i>	66
3.4.3	<i>Determinação dos parâmetros cinéticos</i>	67
3.5	MECANISMO DE DECOMPOSIÇÃO DA TINTA INTUMESCENTE	72
3.5.1	<i>Modelo matemático do processo de decomposição</i>	78
3.5.2	<i>Otimização dos parâmetros cinéticos</i>	81
3.5.3	<i>Aplicação do método de otimização ao modelo de Di Blasi</i>	83
3.5.4	<i>Aplicação do método de otimização às tintas A e B</i>	87
3.6	CONCLUSÕES	100
CAPÍTULO 4: TESTES EXPERIMENTAIS DE PEQUENA ESCALA.....		
101		
4.1	INTRODUÇÃO.....	101
4.2	CALORÍMETRO DE CONE E PROCEDIMENTO DO ENSAIO.....	103
4.3	PREPARAÇÃO E INSTRUMENTAÇÃO DOS PROVETES	105
4.4	EXECUÇÃO DOS ENSAIOS NO CALORÍMETRO DE CONE	108
4.4.1	<i>Resultados dos ensaios realizados no calorímetro de cone</i>	109
4.4.2	<i>Medição experimental do processo de intumescência</i>	120
4.5	ENSAIOS EM PLACAS DE AÇO EXPOSTAS À CURVA DE INCÊNDIO PADRÃO ISO834.....	126
4.5.1	<i>Resultados dos ensaios experimentais</i>	127
4.6	CONCLUSÕES	133
CAPÍTULO 5: ENSAIOS DE RESISTÊNCIA AO FOGO EM ELEMENTOS ESTRUTURAIS		
135		
5.1	INTRODUÇÃO.....	135
5.2	DISPOSIÇÕES NORMATIVAS E AVALIAÇÃO DO DESEMPENHO DAS TINTAS INTUMESCENTES	136
5.2.1	<i>Medição da espessura seca do material de proteção</i>	140
5.2.2	<i>Avaliação do desempenho do material de proteção</i>	140
5.2.3	<i>Avaliação do desempenho por equação diferencial com condutividade variável</i>	142
5.3	FORNO DE RESISTÊNCIA AO FOGO E “SETUP” EXPERIMENTAL UTILIZADO NOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS	143
5.4	ANÁLISE DO PERFIL DE INTUMESCÊNCIA DE ELEMENTOS ESTRUTURAIS CURTOS	144
5.4.1	<i>Evolução da temperatura com o tempo</i>	149
5.4.2	<i>Evolução do perfil de intumescência com o tempo</i>	152

5.5	TESTES EFETUADOS NO FORNO DE RESISTÊNCIA AO FOGO	160
5.5.1	<i>Caracterização das propriedades mecânicas e geométricas dos perfis em estudo.....</i>	161
5.5.2	<i>Metodologia experimental e preparação dos perfis.....</i>	162
5.5.3	<i>Critério de colapso e determinação da resistência ao fogo.....</i>	168
5.5.4	<i>Ensaio experimentais realizados à temperatura ambiente.....</i>	169
5.5.5	<i>Ensaio experimentais realizados em situação de incêndio sem proteção ao fogo</i>	170
5.5.6	<i>Ensaio experimentais realizados em situação de incêndio com proteção ao fogo</i>	175
5.6	CONCLUSÕES.....	180
 CAPÍTULO 6: ANÁLISE NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO DE TINTAS		
INTUMESCENTES 183		
6.1	INTRODUÇÃO	183
6.2	INTRODUÇÃO AO MÉTODO DAS LINHAS	184
6.3	MÉTODOS NUMÉRICOS DE REFINAMENTO DE MALHA E DE MALHA MÓVEL BASEADOS NO CRITÉRIO DE EQUIDISTRIBUIÇÃO.....	185
6.3.1	<i>Método adaptativo de malha móvel.....</i>	187
6.3.2	<i>Suavização espacial e temporal do movimento nodal.....</i>	189
6.3.3	<i>Algoritmo do critério de equidistribuição da malha.....</i>	191
6.3.4	<i>Equidistribuição da malha pelo algoritmo de de Boor.....</i>	194
6.3.5	<i>Comparação dos métodos.....</i>	195
6.3.6	<i>Aplicação do modelo numérico à equação de Burger.....</i>	199
6.3.7	<i>Aplicação do modelo numérico adaptativo ao problema de Stefan de duas fases.....</i>	201
6.3.8	<i>Método de refinamento estático: N variável.....</i>	204
6.4	APROXIMAÇÃO PELO MÉTODO DAS DIFERENÇAS FINITAS	208
6.4.1	<i>Integração no tempo</i>	213
6.5	MODELO NUMÉRICO DO PROCESSO DE INTUMESCÊNCIA	213
6.5.1	<i>Equação da conservação de massa.....</i>	216
6.5.2	<i>Equação da conservação da energia</i>	220
6.5.3	<i>Condições iniciais e de fronteira</i>	223
6.5.1	<i>Modelo da condutividade térmica efetiva</i>	225
6.5.2	<i>Transferência de calor por radiação</i>	228
6.6	COMPARAÇÃO ENTRE OS RESULTADOS EXPERIMENTAIS E NUMÉRICOS.....	232
6.7	CONCLUSÕES.....	240
 CAPÍTULO 7: CONCLUSÕES E TRABALHO FUTURO		
7.1	CONCLUSÕES GERAIS.....	243
7.2	LINHAS FUTURAS DE INVESTIGAÇÃO	248
REFERÊNCIAS		251
ANEXOS		265

A1.	EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA DAS PLACAS DE AÇO DAS AMOSTRAS ENSAIADAS NO CALORÍMETRO DE CONE	266
A2.	EXPANSÃO DO INTUMESCENTE AO LONGO DO TEMPO.....	282
A3.	EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA DO AÇO DOS PERFIS CURTOS.....	287
A4.	RESULTADOS DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS PROVETES RETIRADOS DOS PERFIS ENSAIADOS.	292
A5.	RESULTADOS DOS ENSAIOS REALIZADOS NO FORNO DE RESISTÊNCIA AO FORNO.....	294

Lista de figuras

Figura 1.1 - Espessuras de proteção para diferentes tempos de estabilidade ao fogo e fator de massividade do perfil.	8
Figura 1.2 - Reações químicas envolvidas no processo de intumescência (Ramos, F.A.F.M. <i>et al</i> , 2000).	12
Figura 1.3 – Curvas TG: (a) melanina; b) fosfato de melamina; c) pentaerititol; d) e e) sistemas fosfato de melamina e pentaerititol (Wang, ZZ <i>et al</i> , 2009).	13
Figura 1.4 – Curvas TG e DTG do polifosfato de amônio, do pentaerititol, da melamina e de uma tinta intumescente, (Gu, J. W. <i>et al</i> , 2007).	14
Figura 1.5 – Curvas TG e DTG do sistema fosfato de melanina e pentaerititol (Chen, YH <i>et al</i> , 2007).	15
Figura 1.6 - Setup experimental: 1) refletor; 2) radiador; 3) amostra intumescente; 4) substrato; 5) termopar; 6) sistema de aquisição; 7) suporte amovível com transdutor de deslocamento. Fonte (Strakhov, V. L. <i>et al</i> , 2001).	19
Figura 2.1 – Fases de desenvolvimento de um incêndio	28
Figura 2.2 - Curvas de incêndio nominais.	33
Figura 2.3 - Fases de um incêndio natural.	35
Figura 2.4 - Fatores de redução das propriedades mecânicas.	36
Figura 2.5 - Domínios de verificação de resistência ao fogo.	38
Figura 2.6 – a) Perfil exposto ao fogo em três lados. b) Massividade para diferentes gamas de perfis. c) Perfil exposto ao fogo em quatro lados	43
Figura 2.7 – Evolução da temperatura para diferentes valores de massividade do elemento sujeito ao fogo em 4 lados.	43
Figura 2.8 – Evolução da temperatura dos elementos não protegidos sujeitos à curva de incêndio ISO834.	44
Figura 2.9 - Modelo unidimensional de transferência de calor.	45
Figura 2.10 - Ábaco de verificação do tempo de resistência ao fogo.	47
Figura 2.11 - Análise de um perfil IPE100 protegido com tinta intumescente.	48

Figura 3.1 - Curvas TG da tinta A para diferentes taxas de aquecimento em atmosfera de ar.....	58
Figura 3.2 - Curvas experimentais DTG da tinta A e respetiva suavização com uma média móvel de 4 pontos para diferentes taxas de aquecimento em atmosfera de ar em função da temperatura.	58
Figura 3.3 - Curvas experimentais TG e DTG com suavização com uma média móvel de 4 pontos da tinta A para diferentes taxas de aquecimento em atmosfera de ar em função do tempo.	59
Figura 3.4 - Curvas TG da tinta B para diferentes taxas de aquecimento em atmosfera de ar.....	59
Figura 3.5 - Curvas experimentais DTG da tinta B e respetiva suavização com uma média móvel de 4 pontos para diferentes taxas de aquecimento em atmosfera de ar em função da temperatura.	59
Figura 3.6 - Curvas experimentais TG e DTG com respetiva suavização com uma média móvel de 4 pontos da tinta B para diferentes taxas de aquecimento em atmosfera de ar em função do tempo.	60
Figura 3.7 - Comparação das curvas TG e DTG em atmosfera de ar e N ₂ para uma taxa de aquecimento 25 [°C/min].....	61
Figura 3.8 – Análise DSC da melamina e do pentaeritrol com o polifosfato de amónio...	62
Figura 3.9 – Análise DSC da tinta A e tinta B.	62
Figura 3.10 – Definição do fator de forma (S) através do método de Kissinger.	66
Figura 3.11 - Resultados da aplicação do método de Kissinger aos resultados experimentais de TG da tinta A.....	67
Figura 3.12 - Resultados da aplicação do método de Kissinger aos resultados experimentais de TG da tinta B.....	68
Figura 3.13 - Resultados da aplicação do método de Flynn-Wall-Ozawa aos resultados experimentais de TG da tinta A.....	69
Figura 3.14 - Resultados da aplicação do método de Flynn-Wall-Ozawa aos resultados experimentais de TG da tinta B.....	69
Figura 3.15 – Decomposição de um produto resistente ao fogo composto por celulose e tinta intumescente.....	74
Figura 3.16 – Perda de massa e taxa de perda de massa da tinta intumescente utilizando os parâmetros cinéticos e o mecanismo de decomposição de di Blasi, (Di Blasi, C., 2004;Di Blasi, C. <i>et al</i> , 2001).....	75
Figura 3.17 – Comparação das curvas TG e DTG das tintas intumescentes A (P2), B (P3) e do modelo de di Blasi (P1), para uma taxa de aquecimento de 25 [°C/min].....	76

Figura 3.18 - Perda de massa e taxa de perda de massa determinada pelo método direto com os parâmetros reais e valores experimentais “artificiais” (solução analítica mais um ruído Gaussiano).....	85
Figura 3.19 – Perda de massa e taxa de perda de massa da solução numérica com os parâmetros cinéticos otimizados em comparação com os valores experimentais artificiais.	86
Figura 3.20 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação de primeira ordem ($n=1$) e os parâmetros da otimização individual das curvas apresentados na Tabela 12, (tinta A).....	90
Figura 3.21 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação de primeira ordem ($n=1$) e os parâmetros da otimização simultânea de todas as curvas apresentados na Tabela 12, (tinta A).	92
Figura 3.22 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação ordem n e os parâmetros da otimização individual das curvas apresentados na Tabela 13, (tinta A).	92
Figura 3.23 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação ordem n e os parâmetros da otimização simultânea de todas as curvas apresentados na Tabela 13, (tinta A).	93
Figura 3.24 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação de primeira ordem ($n=1$) e os parâmetros da otimização individual das curvas apresentados na Tabela 14, (tinta B).....	93
Figura 3.25 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação de primeira ordem ($n=1$) e os parâmetros da otimização simultânea de todas as curvas apresentados na Tabela 14, (tinta B).....	94
Figura 3.26 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação ordem n e os parâmetros da otimização individual das curvas apresentados na Tabela 15, (tinta B).....	94
Figura 3.27 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação ordem n e os parâmetros da otimização simultânea de todas as curvas apresentados na Tabela 15, (tinta B).	95
Figura 3.28 – Resultados numéricos da variação da massa dos componentes da tinta e respectivas derivadas, considerando os parâmetros otimizados com reações de ordem n . a) Tinta A. b) Tinta B.	96
Figura 3.29 – Resultados numéricos da variação da massa dos componentes da tinta A e respectivas derivadas, considerando reações de ordem n e os parâmetros apresentados na Tabela 13.....	97
Figura 3.30 – Resultados numéricos da variação da massa dos componentes da tinta B e respectivas derivadas, considerando reações de ordem n e os parâmetros apresentados na Tabela 15.....	97

Figura 3.31 – Resultados numéricos da variação da massa de resíduo carbonoso WR3 e massa carbonosa total (WR3 + WR4), com o tempo e com a temperatura, em comparação com a perda de massa experimental da amostra de Tinta A.	98
Figura 3.32 – Resultados numéricos da variação da massa de resíduo carbonoso WR3 e massa carbonosa total (WR3 + WR4), com o tempo e com a temperatura, em comparação com a perda de massa experimental da amostra de Tinta B.	99
Figura 4.1 - Representação esquemática do calorímetro de cone.	103
Figura 4.2 – Colocação do provete no calorímetro de cone e sistema de aquisição de imagem do teste.	105
Figura 4.3 – a) Localização dos termopar nas placas de aço e de silicato de cálcio. b) Posicionamento das placas no porta provetes.	106
Figura 4.4 – Instrumentação e aplicação da tinta intumescente nas placas de aço.	108
Figura 4.5 - Perda de massa das amostras de tinta A e B sujeitas um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m ²].	110
Figura 4.6 – Amostras da tinta A e B após ensaio com um fluxo de calor de 35 [kWm ⁻²] (à esquerda) e 75 [kWm ⁻²] (à direita).	110
Figura 4.7 – Corte transversal da intumescência de uma amostra com uma espessura inicial de 2.5 [mm] de tinta A sob a ação térmica de 75 [kWm ⁻²].	111
Figura 4.8 - Taxa de libertação de calor das amostras de tinta A e B sujeitas a um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m ²].	112
Figura 4.9 – Monóxido de carbono das amostras de tinta A e B sujeitas a um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m ²].	114
Figura 4.10 – Dióxido de carbono das amostras de tinta A e B sujeitas a um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m ²].	115
Figura 4.11 – Área específica de extinção de fumos (SEA) amostras de tinta A e B sujeitas a um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m ²].	116
Figura 4.12 - Evolução da temperatura numa placa de aço de 4 [mm] sujeita a fluxos de calor radiante de 35 e 75 [kW/m ²] e comparação com a curva de incêndio ISO834.	116
Figura 4.13 – Variação da temperatura média da placa de aço com 4 [mm] protegidas com tinta A e B, para fluxos de calor de 35 e 75 [kW/m ²].	117
Figura 4.14 - Variação da temperatura das placas de aço com 6 [mm] protegidas com tinta A e B, para fluxos de calor de 35 e 75 [kW/m ²].	118
Figura 4.15 – Resultados do processamento de imagem do desenvolvimento da intumescência do ensaio A754153 com o tempo (t) e ao longo da placa de aço (x).	121

Figura 4.16 – Fotogramas do desenvolvimento da intumescência do ensaio A754153 com o tempo.	122
Figura 4.17 - Valor médio da espessura da intumescência da tinta A, para espessuras de proteção de 0.5, 1.5 e 2.5 [mm] e para fluxos de calor de 35 e 75 [kW/m ²].	123
Figura 4.18 - Valor médio da espessura da intumescência da tinta B, para espessuras de proteção de 0.5, 1.5 e 2.5 [mm] e um fluxo de calor de 75 [kW/m ²].	124
Figura 4.19 – Superfície da intumescência no final do ensaio das amostras A3540513 (esq), B354053 (centro) e B754051 (dir).	124
Figura 4.20 - Valor médio da espessura da intumescência das placas de 6 [mm] protegidas com espessuras de proteção de 0.5 e 2.5 [mm] de tinta A e B com fluxos de calor de 35 e 75 [kW/m ²].	124
Figura 4.21 – Forno de resistência ao fogo e “setup” de medição da intumescência no seu interior.	127
Figura 4.22 – Instrumentação das placas com termopares. Provete do teste 12 antes e após o ensaio experimental.	127
Figura 4.23 – Evolução da temperatura das placas de aço com 4 [mm] protegidas com tinta A (esq) e tinta B (dir), para diferentes espessuras de proteção, a) temperatura no termopar de placa, b) temperatura nas placas não protegidas.	128
Figura 4.24 – Comparação da evolução da temperatura no aço das placas protegidas com uma espessura nominal de proteção de 1000 e 1500 [μm] de tinta A e de B. a) temperatura no termopar de placa, b) temperatura nas placas não protegidas.	128
Figura 4.25 - Evolução da temperatura das placas de aço com 4, 6, 8 e 14 [mm] de espessura, sem proteção (esq.) e com proteção intumescente de tinta A (dir).	130
Figura 4.26 - Comparação dos resultados experimentais da evolução da temperatura no aço do teste 12 com a mesma placa após o desenvolvimento da intumescência, $dp = 20 [mm]$. a) temperatura no termopar de placa, b) temperatura na placa não protegidas.	131
Figura 4.27 - Fotogramas da evolução da intumescência do teste 10.	131
Figura 4.28 - Fotogramas da evolução da intumescência do teste 8.	132
Figura 4.29 – Variação com o tempo da intumescência das placas protegidas com tinta A (esq.) e B (dir.).	132
Figura 4.30 – Intumescência final das amostras após os ensaios experimentais realizados no forno de resistência ao fogo.	133
Figura 5.1 – Localização dos termopares para vigas e pilares I ou H, com e sem carga. .	139
Figura 5.2 – a) “Setup” experimental utilizado nos ensaios. b) Apoio simples de forquilha superior e posição dos LVDTs. c) Apoio duplo inferior.	144

Figura 5.3 – Secções em estudo após decapagem por jato de areia.	145
Figura 5.4 – Posição dos termopares nos diferentes perfis ensaiados.....	146
Figura 5.5 – Posição das secções e dos pontos de medição da espessura seca de tinta nos perfis analisados.	147
Figura 5.6 – Perfis L100x50x8, SHS100x4, IPE100, IPE220 e HEB220 com uma espessura de proteção de 500 [μm] após teste.....	149
Figura 5.7 - Perfis L100x50x8, SHS100x4, CHS100x4 IPE100, IPE220 e HEB220 com uma espessura de proteção de 1500 [μm] após teste.....	149
Figura 5.8 – Variação da temperatura média do aço dos perfis curtos de secção IPE220 protegidos com 0.5 e 1.5 [mm] de espessura de tinta.....	150
Figura 5.9 – Variação da temperatura média do aço dos perfis curtos de secção IPE100 protegidos com 0.5 e 1.5 [mm] de espessura de tinta.....	150
Figura 5.10 – Variação da temperatura média do aço dos perfis curtos de secção HEB220 protegidos com 0.5 e 1.5 [mm] de espessura de tinta.....	150
Figura 5.11 – Variação da temperatura média do aço dos perfis curtos de secção SHS100x4 protegidos com 0.5 e 1.5 [mm] de espessura de tinta.	151
Figura 5.12 – Variação da temperatura média do aço dos perfis curtos de secção CHS100x4 protegidos com 0.5 e 1.5 [mm] de espessura de tinta.....	151
Figura 5.13 – Variação da temperatura média do aço dos perfis curtos de secção L100x50x8 protegidos com 0.5 e 1.5 [mm] de espessura de tinta.	151
Figura 5.14 – Evolução da intumescência do perfil IPE100 (teste 5).....	153
Figura 5.15 - Evolução da intumescência do perfil HEB220 (teste 16).....	153
Figura 5.16 - Evolução da intumescência do perfil SHS100x100x4 (teste 22).	153
Figura 5.17 - Evolução da intumescência do perfil CHS100x4 (teste 28).....	154
Figura 5.18 - Evolução da intumescência do perfil L100x50x8 (teste 35).	154
Figura 5.19 – Localização dos pontos de medição da espessura da intumescência das secções analisadas.	154
Figura 5.20 – Evolução do perfil da intumescência com o tempo da secção IPE100 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.....	155
Figura 5.21 – Evolução do perfil da intumescência com o tempo da secção IPE220 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.....	155
Figura 5.22 – Evolução do perfil da intumescência com o tempo da secção HEB220 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.....	155

Figura 5.23 – Evolução do perfil da intumescência com o tempo da secção SHS100x100x4 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.....	156
Figura 5.24 – Evolução do perfil da intumescência com o tempo da secção CHS100x4 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.	156
Figura 5.25 – Evolução do perfil da intumescência com o tempo da secção L100x50x8 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.	156
Figura 5.26 – Variação da espessura intumescente com o tempo da secção IPE100 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.	157
Figura 5.27 – Variação da espessura intumescente com o tempo da secção IPE220 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.	157
Figura 5.28 – Variação da espessura intumescente com o tempo da secção HEB220 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.	158
Figura 5.29 – Variação da espessura intumescente com o tempo da secção SHS100x100x4 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.....	158
Figura 5.30 – Variação da espessura intumescente com o tempo da secção CHS100x4 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.	158
Figura 5.31 – Variação da espessura intumescente com o tempo da secção L100x50x8 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.	158
Figura 5.32 – Estado limite último por encurvadura lateral torsional das secções IPE e LNP à temperatura ambiente.	164
Figura 5.33 – Localização dos termopares soldados ao elemento. Distribuição ao longo do elemento e nas secções transversais.	166
Figura 5.34 – Elementos estruturais IPE, CHS, SHS e LNP instrumentados com os termopares.	167
Figura 5.35 - Elementos estruturais IPE, CHS, SHS e LNP protegidos com tinta intumescente.	167
Figura 5.36 – Localização das secções e pontos de controlo da espessura de tinta seca. Equipamento de medição da espessura.	167
Figura 5.37 – Modo de colapso dos perfis ensaiados à temperatura ambiente.	169
Figura 5.38 – Variação do deslocamento a meio vão em função da carga aplicada e histograma de carga dos testes realizados à temperatura ambiente.....	170
Figura 5.39 – Histograma de carga dos ensaios ao fogo para diferentes valores do grau de utilização. a) Secção IPE. b) Secção SHS. c) Secção CHS. d) Secção LNP.	172

Figura 5.40 – Resultados do deslocamento vertical dos ensaios ao fogo para diferentes valores do grau de utilização. a) Secção IPE. b) Secção SHS. c) Secção CHS. d) Secção LNP.....	173
Figura 5.41 – Resultados do deslocamento horizontal dos ensaios ao fogo para diferentes valores do grau de utilização. a) Secção IPE. b) secção SHS. c) Secção CHS. d) Secção LNP.....	173
Figura 5.42 – Resultados experimentais da evolução da temperatura média do perfil e do deslocamento a meio vão. a) Secção IPE. b) Secção SHS. c) Secção CHS. d) Secção LNP.	174
Figura 5.43 – Evolução do ensaio I7.....	175
Figura 5.44 – Resultados experimentais da evolução da temperatura média do perfil e do deslocamento a meio vão. a) Secção IPE. b) Secção SHS. c) Secção CHS. d) Secção LNP.	176
Figura 5.45 – Evolução do ensaio experimental L9.....	177
Figura 5.46 – Evolução do ensaio experimental L11.....	177
Figura 5.47 – Evolução do ensaio experimental C9.....	177
Figura 5.48 – Resultados experimentais da evolução do deslocamento a meio vão. a) Secção IPE. b) Secção SHS. c) Secção CHS. d) Secção LNP.	178
Figura 5.49 – Imagem de conjunto de todos os ensaios realizados com e sem proteção ao fogo.....	180
Figura 6.1 – Código Matlab para implementação do refinamento adaptativo do critério de equidistribuição (esq.) e refinamento adaptativo inicial baseado no programa MatMOL (dir).....	193
Figura 6.2 – Código Matlab para implementação do algoritmo de de Boor.....	195
Figura 6.3 – Comparação do refinamento adaptativo dos algoritmos de deBoor e de Equidistribuição. a) Distribuição espacial da malha ao longo do processo iterativo. b) Comparação da solução exata e solução da malha equidistribuida. c) Convergência do erro espacial da malha.....	196
Figura 6.4 - Comparação do refinamento adaptativo dos algoritmos de deBoor e de Equidistribuição com $\tau = 10^{-3}$ e suavização espacial $k = 2$. a) Distribuição espacial da malha ao longo do processo iterativo. b) Comparação da solução exata e solução da malha equidistribuida.	197
Figura 6.5 - Comparação do refinamento adaptativo dos algoritmos de deBoor e de Equidistribuição com $\tau = 10^{-4}$ e suavização espacial $k = 2$. a) Distribuição espacial da malha ao longo do processo iterativo. b) Comparação da solução exata e solução da malha equidistribuida.	198

Figura 6.6 - Comparação do refinamento adaptativo dos algoritmos de deBoor e de Equidistribuição com $\tau = 10^{-6}$ e suavização espacial $k = 2$. a) Distribuição espacial da malha ao longo do processo iterativo. b) comparação da solução exacta e solução da malha equidistribuída.....	199
Figura 6.7 – Resultados da aplicação do método de malha adaptativa aplicado à equação de Burger ($\mu = 1e^{-3}$ e $N=81$). a) Comparação da solução analítica e numérica. b) Evolução espacial da malha com o tempo.....	200
Figura 6.8 – Modelo unidimensional do problema de Stefan.....	202
Figura 6.9 – Comparação da solução numérica e analítica do problema de Stefan. (a) Trajetórias da malha. (b) Distribuição do campo de temperaturas no domínio. (c) Posição da fronteira móvel ao longo do tempo; _ Analic, _ _Numeric. (d) Perfil de temperaturas no instante $t=0.5$; _ Analic, _ _Numeric.	204
Figura 6.10 – Resultados da aplicação do método r-h aplicado à equação de Burger ($\mu = 1e^{-3}$ e $N^0=81$). a) Evolução do estimador de erro e do numero de nós. b) Evolução espacial da malha com o tempo.....	207
Figura 6.11 - Resultados da aplicação do método r-h aplicado ao problema de Stefan ($N^0=81$). a) Evolução do estimador de erro e do numero de nós. b) Evolução espacial da malha com o tempo.....	207
Figura 6.12 – Discretização de uma função $u(x)$ pelo método das diferenças. a) Diferenças finitas uniformes. b) Diferenças finitas não uniformes.	208
Figura 6.13 – Produção do resíduo carbonoso (R3+R4) e dos gases da reação 2 (WG2) e sua derivada da tinta A sujeita a uma taxa de aquecimento de 25 [°C/min].....	214
Figura 6.14 - Conservação da massa num volume de controlo.....	216
Figura 6.15 - Conservação da energia num volume de controlo.....	221
Figura 6.16 – Discretização por diferenças finitas dos ensaios do calorímetro de cone e do forno de resistência ao fogo.....	223
Figura 6.17 – Secções com poros circulares ($0.01 \leq R \leq 3$ [mm]) distribuídos aleatoriamente, resultando em porosidades de 30%, 60% e 90%.	226
Figura 6.18 – Comparação da condutividade dos modelos em série e em paralelo em função da porosidade e do rácio k_R/k_g	227
Figura 6.19 – Variação da condutividade térmica efetiva com a temperatura, considerando ou não o efeito da radiação, para valores constantes de porosidade, condutividade térmica do material sólido e diâmetro dos poros definidos em (Staggs, J. E. J., 2010) e (Di Blasi, C., 2004).	231
Figura 6.20 – Peso da condutividade térmica proveniente da radiação na condutividade térmica efetiva do intumescente, para valores constantes de porosidade,	

condutividade térmica do material sólido e diâmetro dos poros definidos em (Staggs, J. E. J., 2010) e (Di Blasi, C., 2004).	231
Figura 6.21 – Variação com a temperatura da condutividade térmica do silicato de cálcio.	233
Figura 6.22 – Variação das propriedades do ar com a temperatura, (Çengel, Yunus A, 1997).	233
Figura 6.23 – Resultados numéricos do campo de temperaturas no domínio do silicato de cálcio, placa de aço e camada intumescente das placas protegidas com tinta A. .	235
Figura 6.24 - Resultados numéricos do campo de temperaturas no domínio do silicato de cálcio, placa de aço e camada intumescente das placas protegidas com tinta B.	236
Figura 6.25 – Evolução do grau de carbonização da tinta A e B em diferentes instantes de tempo.	236
Figura 6.26 – Comparação dos resultados numéricos e experimentais da evolução da temperatura do aço e da expansão do intumescente da tinta A.	237
Figura 6.27 - Comparação dos resultados numéricos e experimentais da evolução da temperatura do aço e da expansão do intumescente da tinta B.	238

Lista de tabelas

Tabela 1 – Pesos mássicos dos principais componentes das tintas intumescentes.....	11
Tabela 2 - Parâmetros cinéticos do PP e do sistema PP-APP/PER (Bourbigot, S. <i>et al</i> , 1999).....	16
Tabela 3 – Resistência mínima ao fogo padrão de elementos estruturais de edifícios.....	27
Tabela 4 - Fatores de massividade para elementos estruturais com e sem material proteção de contra incêndio.....	42
Tabela 5 - Valores do fator de correção, kc, propostos por (Vila Real, P.M.M. <i>et al</i> , 2004).....	55
Tabela 6 - Temperaturas de inflexão (T), perda de massa (WL) e fração decomposta (α) das várias etapas de decomposição da tinta A.....	61
Tabela 7 - Temperaturas de inflexão (T), perda de massa (WL) e fração decomposta (α) das várias etapas de decomposição da tinta B.....	61
Tabela 8 - Parâmetros cinéticos da tinta A determinados pelo método de Kissinger.	68
Tabela 9 - Parâmetros cinéticos da tinta B determinados pelo método de Kissinger.....	68
Tabela 10 - Energias de activação obtidas pelo método de Flynn-Wall-Ozawa.	70
Tabela 11 - Parâmetros cinéticos iniciais e valores determinados pelo processo de otimização não linear.....	85
Tabela 12 – Resultados do processo de otimização não linear das curvas TG e DTG da tinta A, considerando uma reação de primeira ordem (n=1).	88
Tabela 13 – Resultados do processo de otimização não linear das curvas TG e DTG da tinta A, considerando reações de ordem n.	89
Tabela 14 – Resultados do processo de otimização não linear das curvas TG e DTG da tinta B, considerando uma reação de primeira ordem (n=1).	90
Tabela 15 – Resultados do processo de otimização não linear das curvas TG e DTG da tinta B, considerando reações de ordem n.	91

Tabela 16 – Valores numéricos do resíduo carbonoso R3 e resíduo total das tintas A e B para as quatro taxas de aquecimento.	99
Tabela 17 – Caracterização dos provetes dos testes em calorímetro de cone da tinta A. Referência: Tinta/fluxo de calor/espessura da placa de aço/Espessura seca da proteção/número do teste.....	107
Tabela 18 – Caracterização dos provetes dos testes em calorímetro de cone da tinta B. Referência: Tinta/fluxo de calor/espessura da placa de aço/Espessura seca da proteção/número do teste.....	107
Tabela 19 – Efeitos fisiológicos da presença de monóxido de carbono no ar ambiente e da carboxiemoglobina (COHb) no sangue, a) (Raub, James A. <i>et al</i> , 2000), b) (Dolan, M. C., 1985).	113
Tabela 20 – Temperatura média da placa e da intumescência em diferentes instantes de tempo dos testes relativos à tinta A.	119
Tabela 21 - Temperatura média da placa e da intumescência em diferentes instantes de tempo dos testes relativos à tinta B-.....	120
Tabela 22 - Ensaios experimentais realizados no forno de resistência ao fogo e valores medidos da intumescência e da expansão da intumescência.....	126
Tabela 23 – Temperatura média do aço em diferentes instantes de exposição ao fogo e tempo de resistência ao fogo para várias temperaturas de referência.	129
Tabela 24 – Secções de secções I e H para testes em vigas e pilares (CEN, 2010).	139
Tabela 25 – Caracterização dos perfis de curtos para estudo do efeito de bordo e valor da expansão do intumescente.	148
Tabela 26 – Comparação entre a resistência nominal e a real determinada pelos ensaios de tração.	162
Tabela 27 – Propriedades geométricas nominais e reais das secções em estudo.	162
Tabela 28 – Momento resistente dos perfis à temperatura ambiente e ao fogo considerando as propriedades nominais.	164
Tabela 29 - Caracterização e resultados dos testes realizados. (* Força de colapso resultante do teste à temperatura ambiente).	165
Tabela 30 – Comparação entre a capacidade resistente definida pelo eurocódigo e os valores experimentais.	170
Tabela 31 - Comparação da temperatura crítica e do tempo de resistência ao fogo de elementos sem proteção ao fogo, considerando os valores do Eurocódigo e os obtidos experimentalmente.....	171
Tabela 32 – Modelos de condutividade térmica devida à radiação no interior dos poros.	230

Tabela 33 – Propriedades térmicas e outros parâmetros utilizados no modelo numérico. Referências: (Di Blasi, C., 2004)*, (Wang, Z. <i>et al</i> , 2010) ^{&} , (Staggs, J. E. J. <i>et al</i> , 2012) [#]	234
--	-----

Tabela 34 – Comparação dos resultados da temperatura do aço para dois instantes de referência.	239
--	-----

Nomenclatura

Letras maiúsculas do alfabeto Latino

A	área da secção transversal, fator pré exponencial
A_m	área da superfície de um elemento por unidade de comprimento
A_m/V	fator de massividade para elementos não protegidos
$\left[A_m/V\right]_b$	fator de massividade para elementos envolvidos num caixão
A_p	área da superfície do elemento protegido com o material de proteção contra incêndio
A_p/V	fator de massividade para elementos isolados por meio de um material de proteção contra incêndio
A_t	valor de extensão após rutura
B	taxa de aquecimento dos testes de termogravimetria
C_1, C_2	coeficientes para o cálculo do momento crítico em encurvadura lateral
Ca	Calor específico do aço
E	módulo de elasticidade do material, energia de ativação, expansão da tinta intumescente
$E_{a,\theta}$	inclinação da reta que representa o domínio elástico para o aço a temperaturas elevadas
$E_{fi,d}$	valor de cálculo dos efeitos das ações em situação de incêndio
$E_{fi,d,t}$	valor de cálculo dos efeitos relevantes das ações em situação de incêndio, no instante t
F	carga aplicada ao elemento

G	módulo de distorção do material
H	Entalpia de decomposição
I	momento de inércia à flexão da secção transversal
I_t	momento de inércia à torção da secção transversal
I_w	constante de empenamento da secção transversal
K	coeficiente redutor do comprimento efetivo
L	comprimento do elemento
M_g	massa molecular dos gases no interior dos poros
$M_{b,fi,t,Rd}$	valor de cálculo do momento resistente à encurvadura lateral no instante t
$M_{b,Rd}$	valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral
M_{cr}	valor do momento crítico elástico de encurvadura lateral
$M_{c,Rd}$	valor de cálculo do momento fletor resistente em relação a um eixo principal de uma secção transversal
M_{Ed}	valor de cálculo do momento actante
$M_{fi,\theta,Rd}$	valor de cálculo do momento resistente da secção transversal para uma temperatura θ_a uniforme, no instante t
$M_{pl,Rd}$	valor de cálculo do momento fletor resistente plástico de uma secção transversal
M_{vx}	valor do momento crítico para uma secção transversal duplamente simétrica
N	numero de nós da malha de diferenças finitas
P	pressão do gás no interior dos poros
P_v	carga de Euler
Q	Fluxo de calor por radiação no calorímetro de cone
$Q_{k,1}$	Valor característico da ação variável principal ou dominante
$Q_{k,i}$	Valores característicos das restantes ações variáveis

R_{eH}	limite superior de tensão de cedência
R_{eL}	limite inferior de tensão de cedência
$R_{fi,d,t}$	valor de cálculo da resistência do elemento em situação de incêndio, no instante t
$R_{fi,d,0}$	valor de cálculo de $R_{fi,d,t}$ no instante $t = 0$
R_m	tensão de limite de rutura
$R_{p0,2\%}$	tensão limite de proporcionalidade para 0,2% de deformação
V	volume de um elemento por unidade de comprimento
W	fração mássica dos componentes da tinta
W_{el}	módulo de resistência elástica à flexão da secção transversal
$W_{el,min}$	módulo de resistência elástica mínimo à flexão da secção transversal
$W_{eff,min}$	módulo de resistência efetiva mínimo à flexão da secção transversal efetiva
W_{pl}	módulo de resistência plástica à flexão da secção transversal
W_y	módulo de resistência à flexão de uma secção transversal

Letras minúsculas do alfabeto latino

b	largura da base de uma secção transversal
c_a	calor específico do aço
c_p	calor específico do material de proteção contra incêndio
d	deslocamento do ponto de aplicação da carga no ensaio
d_p	espessura do material de proteção contra incêndio
f	fator de correção de χ_{LT}
f_3	coeficiente para a determinação do momento crítico da secção assimétrica
f_{fi}	fator de correção de $\chi_{LT,fi}$
$f_{p,\theta}$	tensão limite de proporcionalidade a temperaturas elevadas, θ_a

$f_{u,\theta}$	tensão de rutura, tendo em conta o endurecimento, a temperaturas elevadas, θ_a
f_y	tensão de cedência a 20°C
$f_{y,\theta}$	tensão de cedência efetiva à temperatura θ_a
h	altura de uma secção transversal, largura da diferença finita
$\dot{h}_{net,c}$	fluxo de calor efetivo em convecção por unidade de área
$\dot{h}_{net,d}$	fluxo de calor efetivo por unidade de área
$\dot{h}_{net,r}$	fluxo de calor efetivo em radiação por unidade de área
i	raio de giração da secção transversal
k	Coefficiente de transferência de calor por condução
k_c	fator de correção a tomar em consideração o diagrama de momentos
$k_{E,\theta}$	fator de redução para a inclinação da reta que representa o domínio elástico à temperatura do aço θ_a , atingida no instante t
$k_{E,\theta,com}$	fator de redução para a inclinação da recta que representa o domínio elástico à temperatura máxima do aço no banzo comprimido $\theta_{a,com}$, atingida no instante t
$k_{p,\theta}$	fator de redução para o limite de proporcionalidade à temperatura; θ_a
$k_{y,\theta}$	fator de redução da tensão de cedência do aço à temperatura θ_a , no instante t
$k_{y,\theta,com}$	fator de redução para a tensão de cedência do aço no banzo comprimido à temperatura $\theta_{a,com}$ atingida no instante t
k_{sh}	fator de correção devido ao efeito de sombra
l	comprimento entre apoios de um elemento
m	massa
n	expoente da reação de decomposição da tinta
$\dot{q}(t)$	A taxa de libertação do calor

$\dot{q}''(t)$	A taxa de libertação do calor por unidade de área
t	tempo
t_f	espessura do banzo de uma secção transversal
$t_{fi,d}$	valor de cálculo da resistência ao fogo (propriedade do elemento)
$t_{fi,requ}$	tempo requerido de resistência ao fogo
t_w	espessura da alma de uma secção transversal
u	coordenada segundo o eixo u-u
v	coordenada segundo o eixo v-v
v_0	coordenada em v-v do centro de corte
w	fração mássica de material
x	coordenada ao longo da espessura do material
z_g	coordenada na secção transversal do ponto de aplicação da carga

Letras maiúsculas do alfabeto grego

$\Delta h_c / r_0$	Quociente entre o calor de combustão líquido e o valor de oxigénio estequiométrico por massa de combustível
$\Delta h_{c,eff}$	Calor de combustão efetivo
$\Delta \theta_{a,t}$	aumento de temperatura no aço durante um intervalo de tempo Δt
$\Delta \theta_{g,t}$	aumento de temperatura ambiente dos gases durante o intervalo de tempo Δt
Δt	intervalo de tempo
Δl	alongamento induzido pela temperatura
Φ_{LT}	valor para determinar o coeficiente de redução χ_{LT}
$\phi_{LT,\theta,com}$	valor para determinar o coeficiente de redução $\chi_{LT,fi}$
$\theta_{cr,d}$	valor de cálculo da temperatura crítica dos materiais

θ_g	temperatura dos gases no compartimento de incêndio, ou na proximidade do elemento
θ_m	temperatura na superfície do elemento

Letras minúsculas do alfabeto grego

α	fator de imperfeição em situação de incêndio, fator de conversão da reação
α_c	coeficiente de transferência de calor por convecção
α_{LT}	fator de imperfeição para encurvadura lateral
α_m	coeficiente para determinação do momento crítico em secções assimétricas
β	fator de correção das curvas de dimensionamento à encurvadura lateral de vigas constituídas por perfis laminados e soldados equivalentes
β_u	constante de monossimetria da secção transversal
χ_{LT}	coeficiente de redução para a encurvadura lateral
$\chi_{LT,fi}$	coeficiente de redução para a encurvadura lateral em situação de incêndio
$\chi_{LT,fi,mod}$	coeficiente de redução modificado para encurvadura lateral em situação de incêndio
$\chi_{LT,mod}$	coeficiente de redução modificado para encurvadura lateral
γ_{M0}	coeficiente parcial de segurança para a resistência de secções transversais de qualquer classe
γ_{M1}	coeficiente parcial de segurança para a resistência dos elementos em relação a fenómenos de encurvadura, avaliada através de verificações individuais de cada elemento
$\gamma_{M,fi}$	coeficiente parcial para a propriedade considerada do material, em situação de incêndio
ε	emissividade do material
$\varepsilon, \varepsilon_{fi}$	coeficiente que depende de f_y
ε_f	emissividade das chamas, do fogo

ε_m	emissividade da superfície do elemento
φ	porosidade da camada intumescente
θ_a	temperatura no aço
$\theta_{a,com}$	temperatura no aço no banzo mais comprimido
$\theta_{a,cr}$	temperatura crítica do aço
$\theta_{g,t}$	temperatura ambiente dos gases no instante t
λ	condutividade térmica
$\bar{\lambda}_{LT}$	esbelteza normalizada para encurvadura lateral
$\bar{\lambda}_{LT,0}$	comprimento do patamar das curvas de dimensionamento à encurvadura lateral de vigas
$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$	esbelteza normalizada para encurvadura lateral em situação de incêndio
λ_p	condutibilidade térmica do material de proteção contra incêndio
μ_0	grau de utilização no instante $t = 0$
ρ	massa específica
σ	constante de Stephan Boltzmann
ν	coeficiente estequiométrico

Subíndices

G1, G2, G3	produtos gasosos dos componentes s1, s2, s3
R3, R4	resíduos da tinta intumescente
a, s	aço
i	nó i do modelo de diferenças finitas
g	gas
0	inicial
∞	final
s	componente sólida da tinta intumescente

s1, s2, s3 componentes ativos da tinta intumescente

v tinta intumescente no estado virgem

Capítulo 1: Introdução

1.1 Contexto e motivação

No início do século 21, com uma população terrestre de 6.3 mil milhões, ocorrem 7 a 8 milhões de incêndios a nível mundial que conduzem à morte entre 70 a 80 mil pessoas por ano e entre 500 a 800 mil feridos. Na Europa, com uma população de 700 milhões, há registos de 2 a 2.5 milhões de incêndios anuais, 20 a 25 mil mortes e 250 a 500 mil feridos devidos aos incêndios, (Brushlinsky, N.N. *et al*, 2005). As perdas económicas e Humanas devidas aos incêndios são quantificadas globalmente em 10 mil milhões de dólares por ano, estimadas em aproximadamente 1% do PIB. Nos Países da Europa Central e Ocidental o número médio de mortes por 100 mil habitantes (2006-2008) foi de 0.5-1.5, enquanto que em Portugal, no período 2006-2007, este valor situa-se em 0.66, (Woodrow, Brian, 2011).

Este grande impacto na sociedade, envolvendo perda de vidas e de bens, pode ser atenuado através dos regulamentos contra o risco de incêndio, cuja regulamentação define os níveis mínimos de segurança é complementada por normas técnicas dos produtos que definem os testes a considerar e quais os critérios de classificação, e ainda pelas normas de ensaio ao fogo que determinam o comportamento dos materiais utilizados na construção e os parâmetros a medir durante a sua execução.

Ao longo das últimas décadas, uma parte importante da investigação mundial incidiu sobre a classificação dos materiais relativamente à sua reação ao fogo e sobre o comportamento dos elementos de construção ao fogo, utilizando como base uma ação térmica normalizada conhecida vulgarmente por incêndio padrão. Grande parte dos regulamentos e normas de segurança contra incêndio contêm exigências de resistência e reação normalizadas, sendo no entanto reconhecida a necessidade de considerar outros cenários de incêndio (mais próximos da realidade), que traduzam com mais fidelidade o comportamento real das estruturas, elementos e materiais.

A segurança ao fogo de estruturas é um dos aspetos fundamentais no projeto, na manutenção e construção de infraestruturas. Existem limitações nos regulamentos, nas normas e no conhecimento sobre segurança que importa eliminar. Estas limitações estão relacionadas com a falta de atividades de investigação e com a falta de formação universitária nestas áreas, (Kodur, V. *et al*, 2007).

Muitos países na Europa têm uma legislação ineficiente ou inadequada no que diz respeito à segurança contra incêndios (SCI). Historicamente, a engenharia da SCI tem-se baseado muito em regras e regulamentos prescritivos, deixando pouca flexibilidade aos projetistas para maximizar o desempenho das estruturas, resultando daqui, com frequência, uma majoração de cargas e o sobredimensionamento dos elementos de suporte. O desenvolvimento de princípios e metodologias, que se sobrepõem a regras rígidas e inflexíveis, estabelecidas e consolidadas na última década permitiu o projeto baseado no desempenho (PBD). Esta nova filosofia do PBD no contexto da SCI segue uma abordagem mais ampla, em que todas as estratégias de proteção contra incêndios são integradas na resposta e comportamento do edifício.

O PBD é baseado na análise do desenvolvimento do incêndio sob diferentes condições, o que implica o conhecimento de vários fenómenos físicos, térmicos e químicos. Exemplo destes são a transferência de calor do incêndio para a estrutura, propagação do incêndio no interior e para o exterior do compartimento, reação ao fogo dos materiais, fenómeno de flashover e risco de explosão, condições de ventilação e extração de fumos do compartimento, estratégias de evacuação dos ocupantes, medidas de proteção passiva e ativa, medidas de combate ao incêndio e sua capacidade de resposta, etc.

Neste sentido, os diversos países desenvolveram e implementaram metodologias distintas para avaliar o comportamento ao fogo dos produtos de construção, mas que na prática funcionaram como obstáculos económicos e de livre circulação destes produtos. Para atenuar e promover a remoção destas barreiras técnicas foi publicada, em 2002, uma Diretiva Comunitária denominada de Diretiva dos Produtos de Construção (DPC) que contém, para além de outras, exigências ao nível da segurança contra incêndio aplicáveis à conceção e construção de obras. Prevê ainda a necessidade do estabelecimento de classes do desempenho dos produtos de construção com base em três níveis de exposição térmica (pequena fonte de ignição, objeto isolado em combustão e fogo generalizado), em critérios considerado relevantes (ignição, taxa de libertação de calor e de propagação da chama, produção de fumos e queda de gotas/partículas inflamadas) e também na avaliação da reação

ao fogo considerando as diferentes condições de aplicação e de utilização dos produtos. As classes europeias (Euroclasses) de reação ao fogo são atribuídas com base nos resultados dos ensaios, já existentes, e num novo ensaio de referência à escala intermédia representativo de um fogo deflagrado num compartimento denominado de SBI (*Single Burning Item*). O sistema de classificação da reação ao fogo dos produtos de construção que vigora na união Europeia está descrito nas decisões comunitárias 2000/147/CE e 2003/632/CE (JOCE, 2000;2003), e em detalhe na norma europeia EN 13501-1 (CEN, 2002c).

Em Portugal, a legislação de segurança ao incêndio apresentada no Decreto de Lei n.º 220/2008, que estabelece o Regime Jurídico da Segurança Contra incêndio em Edifícios (RJ-SCIE) (Decreto-Lei n.º 220/2008 de 12 de Novembro, 2008), adota o sistema europeu em matéria de reação ao fogo e de resistência ao fogo e estabelece uma equivalência entre estas e as especificações do Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC). Devido à diferença de ambos os sistemas de classificação esta tabela de equivalências é bastante criticada no meio técnico e científico. Este regime é complementado pelo Regulamento Técnico de Segurança contra Incêndio em Edifícios (RT-SCIE) (Portaria n.º1532/2008 de 29 de Dezembro, 2008) e pelo Despacho do Presidente da ANPC, conforme previsto no n.º 4 do artigo 12.º do Decreto-lei n.º220/2008 de 12 de Novembro: Critérios técnicos para determinação da densidade de carga de incêndio modificada (Despacho n.º 2074/2009 de 15 de Janeiro, 2009).

Do resultado deste processo legislativo, é agora possível aplicarem-se os conceitos de projeto baseado no desempenho na engenharia de segurança contra os incêndios, no qual o projeto das estruturas deixa de seguir unicamente o comportamento sob a ação da curva de incêndio normalizada e passa a ser efetuado com base em curvas de incêndio reais (curvas de incêndio paramétricas). No entanto a falta de informação das propriedades térmicas dos materiais de proteção contra o incêndio são um grande obstáculo à aplicação plena do procedimento e obtenção total dos seus benefícios em comparação com a metodologia tradicional (Wang, Y. *et al*, 2012).

De acordo com o relatório publicado na Michigan State University, (Kodur, V. *et al*, 2007), na sequência da conferência organizada para avaliar o estado da arte e as tendências para investigação no comportamento de estruturas em condições de incêndio, foram identificadas e comunicadas dez prioridades às autoridades governamentais. Destaca-se a necessidade de realização de mais ensaios para verificação de modelos, o desenvolvimento

de nova tecnologia de sensores para ensaios de incêndio, a caracterização de materiais a temperaturas elevadas, a revisão das normas para ensaios ao fogo.

1.2 Proteção ao fogo dos elementos e estruturas

As estruturas metálicas são amplamente utilizadas na construção de edifícios devido à sua elevada resistência mecânica, boa ductilidade e rápida execução da obra. No entanto, devido à deterioração das propriedades mecânicas com a temperatura, é fundamental que toda a estrutura, e os seus elementos, possuam a resistência necessária para prevenir um eventual colapso causado pela ocorrência de um incêndio.

Um dos procedimentos utilizados para dotar uma estrutura com a capacidade de resistência ao fogo pretendida é proceder-se ao seu dimensionamento sem a utilização de proteção adicional, recorrendo à utilização de perfis de gama superior, de aços de melhor qualidade ou de elevada resistência ao fogo. Em alternativa, é comum a aplicação de sistemas de proteção passiva, como o betão, placas de gesso, fibras minerais ou tintas intumescentes, dotando os elementos estruturais de uma proteção ao fogo total ou parcial.

O aquecimento dos perfis protegidos é devido, essencialmente, ao modo de transferência de calor por condução, já que o aço não se encontra diretamente exposto à radiação do fogo ou em contacto com os seus gases (Lewis, K.R., 2000). A aplicação de tintas intumescentes como proteção ao fogo é função das propriedades físicas e térmicas do mesmo, do fator de massividade do elemento a proteger e do tempo de resistência ao fogo pretendido. O aumento do tempo de resistência ao fogo pode ser obtido com o aumento da espessura de proteção ou, para a mesma espessura de proteção, utilizando perfis de massividade inferior.

Como vantagens desta proteção destacam-se o menor peso introduzido na estrutura, em comparação com outras medidas de proteção, a possibilidade de aplicação em estaleiro e a obtenção de um bom acabamento superficial, que pode ser melhorado com a aplicação de filmes decorativos. Por outro lado, a sua aplicação exige uma elevada experiência com um elevado controlo de qualidade e medidas de espessura frequentes, pelo que a sua aplicação na fase de construção da obra só é possível com boas condições atmosféricas, originando interrupções na construção da estrutura, que são suscetíveis de gerar um aumento do custo total de proteção ao fogo.

Com o objetivo de se obter uma redução no custo total de proteção ao fogo, através da aplicação da tinta intumescente em estaleiro, Longton et al. (Longton, P.J. *et al*, 2005) fizeram um estudo que incidiu na análise das propriedades das tintas intumescentes atuais e sua adequação para a aplicação em estaleiro, sua reformulação para colocação em obra no mesmo dia através de uma cura rápida e uma elevada durabilidade. Segundo estes autores, a redução do dano produzido pelo manuseamento dos elementos estruturais protegidos, durante o seu armazenamento (carregamento e descarregamento) e posteriormente aquando da construção da estrutura, pode ser conseguido através da melhoria das propriedades do intumescente, como a tenacidade, resistência ao impacto e a sua resistência ao risco. Serão necessários cuidados adicionais nos casos em que o dano torna o substrato (aço) visível, já que os ensaios produzidos mostram que o intumescente possui uma expansão lateral quase nula.

A crescente exigência de medidas de proteção de elementos ou estruturas em situação de incêndio implica o conhecimento do comportamento da reação de materiais de proteção passiva sujeitos a estas situações acidentais. A elevada condutividade dos materiais utilizados na construção e a redução de capacidade de carga dos elementos estruturais nestas condições, podem envolver a utilização de tintas intumescentes para satisfazer as exigências regulamentares estruturais de segurança contra incêndios. Este mecanismo de proteção é responsável por um aumento da resistência térmica, aumentando o tempo de resistência ao fogo das estruturas. Desta forma o comportamento térmico da tinta intumescente influencia o comportamento global termomecânico dos elementos estruturais em condições de incêndio.

A publicação dos códigos Europeus de projeto de estruturas ao fogo, nomeadamente o Eurocódigo 3 parte 1.2, (CEN, 2005b), veio proporcionar aos projetistas um conjunto de métodos simplificados para o dimensionamento e verificação da segurança de elementos sob a ação do fogo. A verificação pode ser efetuada no domínio da resistência, domínio da temperatura ou do tempo. No domínio da temperatura, o cálculo da temperatura crítica do elemento é efetuado com base na relação com o grau de utilização. No entanto, a relação apresentada, só pode ser utilizada, de forma direta, nos casos em que não são considerados critérios de deformação ou fenómenos de instabilidade. Nestes casos, por exemplo pilares sujeitos à encurvadura ou vigas sujeitas à encurvadura lateral torsional, é necessário a utilização de um processo iterativo de cálculo, (ECCS, 1995).

A metodologia simplificada para verificação de segurança, preconizada nas normas europeias (Eurocódigos), não tem em consideração o aumento da espessura do material protetor, nem a variação das propriedades térmicas e físicas com o aumento da temperatura, não descrevendo o comportamento real deste material de proteção, em situação de incêndio, ver equação (1.1).

$$\Delta T_s = \frac{k_p A_p / V (T_g - T_s)}{c_s \rho_s d_p \left(1 + \frac{\phi}{3}\right)} \Delta t - (e^{\phi/10} - 1) \Delta T_g \quad ; \Delta T_s \geq 0 \text{ e } \Delta T_g \geq 0 \quad (1.1)$$

Com $\phi = c_p \rho_p d_p / c_s \rho_s (V/A_p) e \Delta t \leq 30s$ para elementos de aço protegidos. Esta equação é baseada na solução da equação diferencial de condução de calor, com condições limites não homogêneas e utilizando várias hipóteses simplificativas. Estas hipóteses limitam a respetiva utilização a materiais cujas propriedades se mantêm constantes com a temperatura, como é o caso da aplicação de placas de gesso, fibras minerais e vermiculite. Nesta expressão, ΔT_s , representa a evolução da temperatura do aço, quando submetida a uma variação de temperatura exterior, baseada em curvas de incêndio normalizadas, ΔT_g , (CEN, 2005b). A informação sobre a evolução da proteção passiva deverá incluir uma atualização dos valores da condutividade e da espessura de proteção durante a evolução do incêndio, isto é, introduzindo a variação de $\lambda_p(t)$ (condutividade) e de $d_p(t)$ (espessura de proteção) com o tempo ou com a temperatura média do intumescente.

O cálculo da temperatura crítica de elementos cuja resistência é diretamente proporcional à tensão de cedência do aço pode ser determinado em função do grau de utilização, μ_0 , pela equação (2).

$$\theta_{a,cr} = 39,19 \ln \left[\frac{I}{0,9674 \mu_0^{3,833} - I} \right] + 482 \quad (1.2)$$

O anexo nacional da mesma norma (IPQ, 2010) particulariza que, na ausência do cálculo da temperatura crítica e para elementos das classes 1, 2 e 3 utilizados em edifícios da categoria E, a temperatura do aço de elementos tracionados e vigas à flexão sem encurvadura lateral não deve ultrapassar os 525 [°C]. Para as restantes categorias a temperatura do aço não deve ultrapassar os 540 [°C]. Nas restantes situações, incluindo

elementos em que possa ocorrer fenómenos de instabilidade a temperatura limite deverá ser de 500 [°C].

Recentes publicações sobre proteção passiva apresentam resultados analíticos baseados em equações diferenciais simplificadas (Silva, V. P. E., 2005; Tan, K. h. *et al*, 2004; Wang, Zhi-Hua *et al*, 2005; Wang, Z. H. *et al*, 2006; Wong, M. B. *et al*, 2003) cujos resultados pretendem determinar uma solução aproximada para a evolução da temperatura do material protegido. Nestas soluções não é considerada a variação da camada protetora.

O efeito do envelhecimento acelerado das tintas intumescentes foi analisado por Wang *et al* através de testes experimentais e estudos numéricos de desenvolvimento de um modelo de condutividade térmica efetiva da camada carbonosa totalmente desenvolvida, (Wang, L. L. *et al*, 2013a; Wang, L. L. *et al*, 2013b). Este modelo numérico é definido em função da expansão experimental do intumescente, do diâmetro e distribuição dos poros da camada intumescente.

Kolšek, (Kolšek, J. *et al*, 2015), apresentou um conjunto de 13 testes de resistência ao fogo conduzidos em pilares curtos protegidos com tinta intumescente. Os resultados da evolução da temperatura do aço são utilizados para determinar a variação da condutividade térmica efetiva do intumescente, através da minimização do erro entre os resultados experimentais e os obtidos pela equação de cálculo da evolução da temperatura de perfis protegidos, ver a secção 2.6.4 . É assumida uma variação linear da condutividade térmica com o fator de massividade dos perfis e com a espessura seca de proteção em intervalos de variação da temperatura do aço de 50 [°C].

Bailey efetuou um conjunto de testes de resistência ao fogo em vigas alveolares protegidas com tinta intumescente, (Bailey, C, 2004). Os resultados dos testes efetuados em vigas com furos circulares e em vigas sólidas equivalentes mostram que nas primeiras as temperaturas da alma são superiores. O autor justifica esta diferença com a retração da camada intumescente ao longo do perímetro do furo. No entanto é também referida a falta de proteção no interior dos mesmos furos, consistente com uma pintura deficiente.

Han *et al* testaram uma tinta intumescente de base solvente aplicada a placas de aço com espessuras de proteção de 0.3 a 1.2 [mm], (Han, Z. *et al*, 2010). As placas são expostas a diferentes fluxos de calor por radiação. Quando é aplicado um fluxo de calor de 50 [kW/m²] e para espessuras de proteção superiores a 0.5 [mm] a expansão do intumescente diminui, indicando que, para esta solicitação térmica, não se dá a carbonização completa do material.

A especificação da espessura de proteção segue, normalmente, a recomendação dos fabricantes das tintas, apresentada em forma de tabelas ou gráficos, para diferentes temperaturas críticas, espessuras de proteção e diferentes períodos de estabilidade ao fogo, ver Figura 1.1. Estes dados são baseados em resultados de testes experimentais conduzidos em fornos de resistência ao fogo utilizando elementos estruturais típicos (vigas e pilares), com e sem carga, e que em regra, são mantidos confidenciais devido à natureza comercial dos fabricantes, limitando uma correta e completa caracterização das propriedades físicas e térmicas deste material.

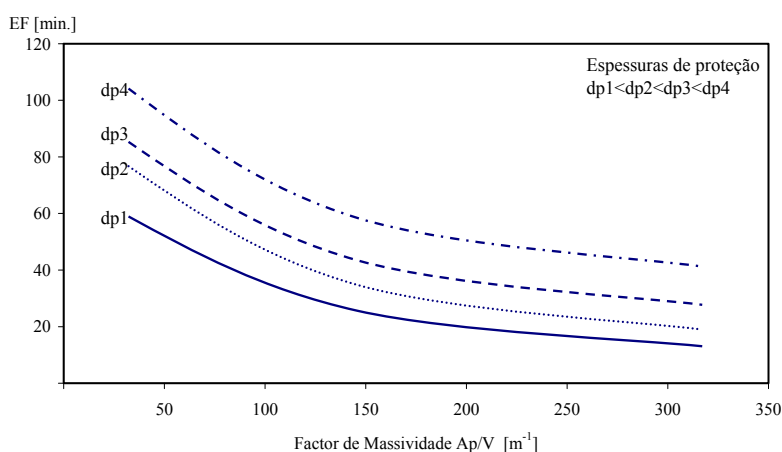


Figura 1.1 - Espessuras de proteção para diferentes tempos de estabilidade ao fogo e fator de massividade do perfil.

A aplicação de materiais de proteção ao fogo é uma das medidas adotadas para dotar uma estrutura da capacidade resistente definida regulamentarmente. A temperatura crítica dos elementos estruturais protegidos é uma das variáveis de projeto e depende essencialmente das propriedades do material de proteção e da temperatura proveniente da ação do fogo. Os materiais de proteção passiva podem ser caracterizados em não reativos, dos quais os mais utilizados encontram-se em forma de placas ou sprays, e reativos, sendo as tintas intumescentes um exemplo.

O comportamento de uma tinta intumescente é caracterizado por uma expansão volumétrica e por uma perda de massa, originando uma espuma carbonosa que pode atingir entre 5 a 200 vezes o seu volume original. A transferência de calor através do material, que ocorre durante a fase inicial e durante a sua intumescência, é de elevada importância na definição e dimensionamento desta proteção térmica. A determinação do campo de temperaturas do material intumescente envolve uma transformação de fase com duas ou mais fronteiras móveis que definem o seu estado: inicial, pastoso e camada carbonosa.

Na literatura podem ser encontrados diferentes modelos para tratar o comportamento de intumescência como um problema de transferência de calor. Outros modelos descrevem a intumescência e a formação carbonosa com base nos modelos cinéticos de degradação térmica, considerando as reações químicas ocorridas, fenômenos térmicos e de transporte, (Jia, F. *et al*, 1999; Lyon, R. E., 1998; Mesquita, L. *et al*, 2010; Moghtaderi, B. *et al*, 1997; Staggs, J. E. J., 1997). Devido à complexidade existente na decomposição térmica dos sistemas intumescentes e às características individuais de cada tinta, os modelos existentes são baseados em algumas simplificações, como a consideração do modelo unidimensional de transferência de calor, propriedades térmicas independentes da temperatura e do espaço e a incidência de um fluxo de calor constante, onde as perdas de calor por radiação e convecção são ignoradas, (Moghtaderi, B. *et al*, 1997). Também se considera que os processos termoquímicos da intumescência ocorrem sem libertação ou absorção de energia, (Kuznetsov, G. *et al*, 1999).

Anderson *et al*, (Anderson, C. E. *et al*, 1985; Anderson, C. E. *et al*, 1984), desenvolveram um modelo matemático que descreve o mecanismo de intumescência, considerando as equações da conservação da massa e energia. O modelo assume que a transição para o estado de intumescência ocorre numa camada muito fina e é dividida em duas regiões, o material virgem e a camada carbonosa. Este modelo foi comparado com resultados experimentais conduzidos em placas de aço pintadas com tinta intumescente. Num estudo posterior, (Anderson, C. E. *et al*, 1988), Anderson *et al* apresentaram uma estimativa da condutividade térmica efetiva do intumescente. Os resultados permitiram verificar que a eficiência da intumescência depende da sua estrutura celular e que a sua baixa condutividade térmica resulta das bolhas de gás presentes na estrutura porosa e que atuam como agente expensor do material sólido.

Mesquita *et al* (Mesquita, L.M.R. *et al*, 2005) efetuaram vários ensaios de resistência ao fogo para determinar o comportamento de vigas de aço protegidas com tinta intumescente, considerando diferentes espessuras proteção. Com base nos resultados foi estimada a variação da condutividade térmica efetiva da intumescência com a temperatura, na qual a variação das propriedades térmicas e físicas foram consideradas implicitamente, (Mesquita, L. *et al*, 2008). Os mesmos autores (Mesquita, L. *et al*, 2009a; Mesquita, L. *et al*, 2009b) apresentam um estudo experimental e numérico baseado em placas de aço protegidas com tinta intumescente e sujeitas a um fluxo de calor por radiação proveniente de um calorímetro e num forno de resistência ao fogo. A espessura da intumescência e a

temperatura no aço são medidas experimentalmente e utilizadas no estudo numérico para determinar a temperatura na superfície da intumescência e a condutividade térmica efetiva.

Mais tarde (Mesquita, L. *et al*, 2011b) foi apresentada uma análise da eficiência da aplicação de tintas intumescentes em elementos sujeitos à flexão, aplicada a várias secções transversais (IPE, CHS, SHS e LNP) e com diferentes níveis de carregamento (30%, 50% e 70%). A capacidade de resistência ao fogo dos elementos foi obtida através de ensaios executados num forno, sob a ação de carregamento mecânico e com as condições térmicas prescritas pela curva de incêndio padrão (CEN, 1999a).

No âmbito do estudo das tintas intumescentes como material de proteção contra incêndios o Instituto Politécnico de Bragança, a Universidade de Aveiro (UA) e o Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial (INEGI/UP), desenvolveram o projeto de investigação PTDC/Eme-Pme/64913/2006: Avaliação Do Comportamento De Um Material Intumescente Na Proteção Passiva De Elementos Estruturais Submetidos A Incêndio, financiado pela Fundação para a Ciência e a Tecnologia (FCT) (Piloto, P. *et al*, 2007-2010). Neste projeto foi: (i) desenvolvido um estudo numérico e experimental do comportamento térmico do intumescente, caracterizando as suas propriedades e o seu comportamento, nomeadamente a variação da expansão da intumescência e a variação da condutividade com a temperatura: (ii) construída uma instalação experimental para realização de ensaios, com o objetivo de determinar este comportamento: (iii) partindo do conhecimento das propriedades, desenvolvida uma ferramenta numérica para simulação do comportamento do intumescente, com aplicações diretas no comportamento de estruturas metálicas sob ação de fogo.

Mais recentemente, de 2012 a 2014, o Instituto Politécnico de Bragança, num projeto conjunto com a Empresa Barbot realizaram o projeto “High Performance Fire Control” (HPFC, POFC17/SI/2011 n.º 24767) (2011), com um objetivo geral de desenvolvimento de uma nova tinta intumescente de base aquosa, com alto desempenho, que envolva a utilização de novos materiais (e.g. nanopartículas) que melhorem significativamente as suas propriedades e a sua sustentabilidade, em comparação com as tintas intumescentes convencionais atuais.

1.3 Desenvolvimento de tintas intumescentes

A primeira patente que descreve uma tinta intumescente foi publicada nos anos 30, (Tramm, H. *et al*, 1938), embora o termo “intumescente” não tenha sido aplicado ao fenómeno de expansão e formação carbonosa da tinta desenvolvida para a proteção do fogo da madeira.

A formulação de um intumescente não tem sofrido variações significativas nos últimos anos, sendo a sua composição definida em geral por três componentes ativos: uma fonte de ácido, como o polifosfato de amónio (APP), agentes carboníferos, como o pentaeritritol (PER) e um composto espumífero ou expensor (Duquesne, S. *et al*, 2007).

A Tabela 1 apresenta quatro exemplos formulações de tintas intumescentes de base solvente e de base aquosa, na qual se pode verificar o peso mássico de cada ingrediente formulação.

Tabela 1 – Pesos mássicos dos principais componentes das tintas intumescentes.

Tinta intumescente	Referência	Resina	APP	PER	MEL	Dióxido de Titânio
1 Base solvente	(Futterer, T <i>et al</i> , 2007)	10.5	25.5	8.5	8.5	9.5
2 Base Solvente	(Horacek, H. <i>et al</i> , 2000)	20.0	25.0	8.0	8.0	-
3 Base aquosa	(Wang, G. J. <i>et al</i> , 2010)	39	24.0	12.0	14.0	5.0
4 Base aquosa	(Futterer, T <i>et al</i> , 2007)	25.5	24.0	8.0	8.0	11.5

A investigação no domínio da formulação das tintas intumescentes ganhou uma impulsão significativa devido a preocupações ambientais provenientes das tradicionais tintas à base de compostos halogenados, que produzem fumos opacos, tóxicos e corrosivos durante a ação de um incêndio, (Butler, K. M. , 1997).

O desenvolvimento de tintas mais ecológicas, impulsionadas pelas restrições na emissão de compostos orgânicos voláteis (COVs), determinada pela Diretiva Europeia 2004/42/CE, (JOUE, 2004), deu origem a uma nova geração de tintas intumescentes de base aquosa. Estas tintas possuem uma cura mais rápida, podendo-se aplicar uma demão mais espessa, afigurando-se mais versáteis do que as de base solvente por possuírem uma

superfície de maior dureza, minimizando o dano produzido no manuseamento dos elementos protegidos.

Os componentes ativos formadores da intumescência são em geral o catalisador ou agente desidratante ácido, o agente carbonífero e o agente expensor constituído por compostos nitrogenados. Numa formulação tradicional baseada nos compostos APP-PER-MEL, a primeira reação que ocorre é a decomposição do catalisador ou agente desidratante ácido, normalmente polifosfato de amónio (NH_4PO_3) em amoníaco (NH_3) e ácido fosfórico (H_3PO_4). Dependendo das ligações do polifosfato de amónio esta decomposição pode ocorrer entre os 150 e os 250 [°C]. A temperaturas entre os 200 e 300 [°C] o ácido formado reage sinergeticamente com o agente carbonífero, como o Pentaeritritol ($\text{C}(\text{CH}_2\text{OH})_4$), e/ou com o polímero através de uma reação com perda de água, originando um produto carbonoso. Paralelamente, dependendo do agente expensor, dá-se a decomposição deste formando-se gases que vão expandir o resíduo carbonoso, gerando uma espuma carbonosa e porosa de cor preta. A melamina ($\text{C}_3\text{H}_6\text{N}_6$) também atua como dissipador de calor já que a sua decomposição, a temperaturas superiores a 300 [°C], e a formação dos seus gases são processos endotérmicos. Para além da formação dos produtos gasosos, a melamina também contribui para a formação do resíduo carbonoso, (Horacek, H., 2009).

O mecanismo de decomposição segue de modo simplista as reações químicas apresentadas na Figura 1.2.

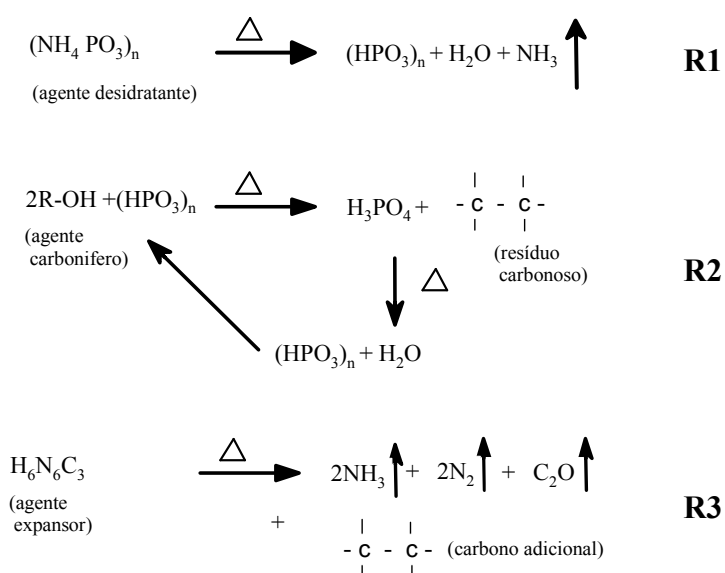


Figura 1.2 - Reações químicas envolvidas no processo de intumescência (Ramos, F.A.F.M. *et al*, 2000).

A temperaturas mais elevadas, próximas dos 700 [°C], a camada carbonosa sofre um processo de oxidação e transforma-se numa camada cerâmica porosa de cor branca e de baixa condutividade térmica. O processo de decomposição e a expansão do intumescente é acompanhado pela perda de massa do material de proteção.

A decomposição da melamina é normalmente caracterizada por uma única etapa, como se verifica nos resultados dos testes de termogravimetria, com uma taxa de aquecimento de 10 [°C/min] em ambiente de azoto, realizados por Wang et al (Wang, ZZ *et al*, 2009) e apresentados na Figura 1.3. Na figura é também apresentada em comparação a perda de massa do fosfato de melamina, do pentaerititol e dos sistemas compostos por fosfato de melamina e pentaerititol. Segundo estes autores a degradação da melamina inicia-se aos 250 [°C] seguido de um aumento acentuado da perda de massa aos 300 [°C]. A degradação termina aos 375 [°C] não existindo praticamente qualquer resíduo.

A entalpia de formação da melamina para o estado gasoso é de 50 [kJ/mol], valor determinado por Horacek considerando uma entalpia de formação e de vaporização da melamina de 172 [kJ/mol] e -121 [kJ/mol], respetivamente, (Horacek, H. *et al*, 2000).

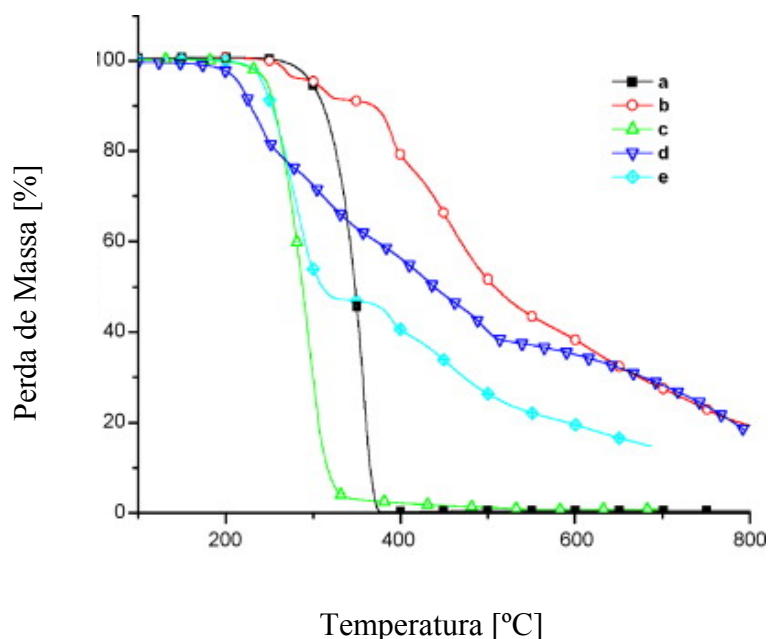


Figura 1.3 – Curvas TG: (a) melamina; b) fosfato de melamina; c) pentaerititol; d) e e) sistemas fosfato de melamina e pentaerititol (Wang, ZZ *et al*, 2009).

O pentaerititol também é caracterizado por uma etapa de decomposição que se inicia aos 180 [°C] e termina próximo dos 500 [°C], não se verificando a esta temperatura a existência de um resíduo significativo.

Também com base em testes de termogravimetria Gu et al (Gu, J. W. *et al*, 2007), com uma taxa de aquecimento de 10 [°C/min], ambiente de azoto e num intervalo de temperaturas de 50 a 800 [°C], analisaram a perda de massa do polifosfato de amónio, do pentaerititol, da melamina e de uma tinta intumescente. Os seus resultados, apresentados na Figura 1.4, mostram que o APP não apresenta praticamente perda de massa antes dos 290 [°C], perde 16% no intervalo de temperatura de 290 a 500 [°C], devido à primeira etapa de decomposição em NH₃ e H₂O. Entre 500 e 700 [°C] a perda de massa sobe para 81% devido à libertação de ácido fosfórico, entre outros, aumentando para 88% próximo da temperatura de 790 [°C]. O pentaerititol inicia a sua decomposição e perda de massa aos 277 [°C] devido à reação de desidratação e carbonização. A perda de massa de melamina é de 100% à temperatura de 370 [°C] devido à decomposição em melamina e libertação de NH₃. Estes gases ficando aprisionados no restante material sólido vão dar origem a bolhas e forçar a intumescência do material.

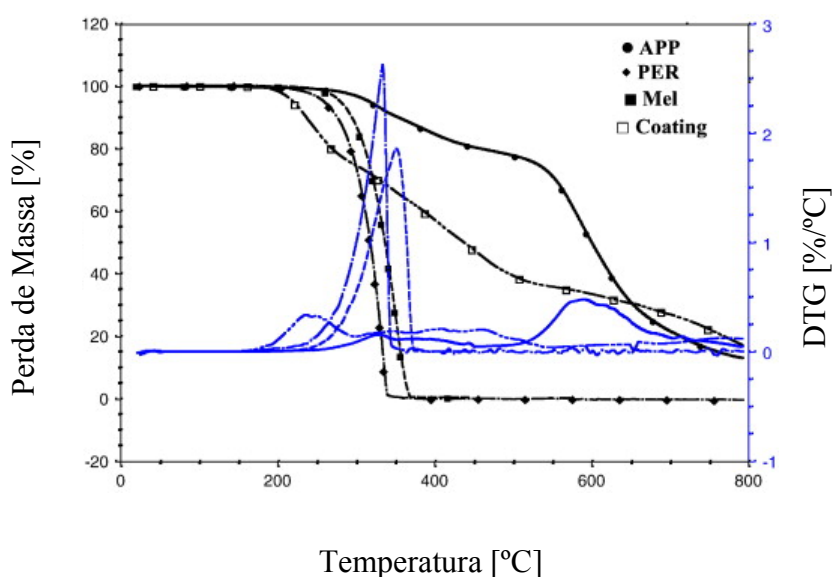


Figura 1.4 – Curvas TG e DTG do polifosfato de amónio, do pentaerititol, da melamina e de uma tinta intumescente, (Gu, J. W. *et al*, 2007).

A reação do fosfato de melamina, um produto da reação da melamina com o ácido fosfórico, com o pentaerititol foi analisada por Chen e Wang (Chen, YH *et al*, 2007). A análise de termogravimetria, com uma taxa de aquecimento de 10 [°C/min], do fosfato de melamina identifica quatro etapas de decomposição durante o processo de aquecimento, nos intervalos de temperatura: 260-300, 300-330, 330-410 e 410-600 [°C], apresentados na Figura 1.5. As três primeiras reações são consideradas endotérmicas. O pentaerititol apresenta um primeiro pico endotérmico aos 193 [°C] e outros dois picos, igualmente

endotérmicos, entre os 250-300 [°C] correspondentes à fusão e esterificação do pentaerititol. O teste de termogravimetria do sistema fosfato de melamina e PER mostra uma zona de decomposição no intervalo de temperatura de 250-550 [°C], Figura 1.5.

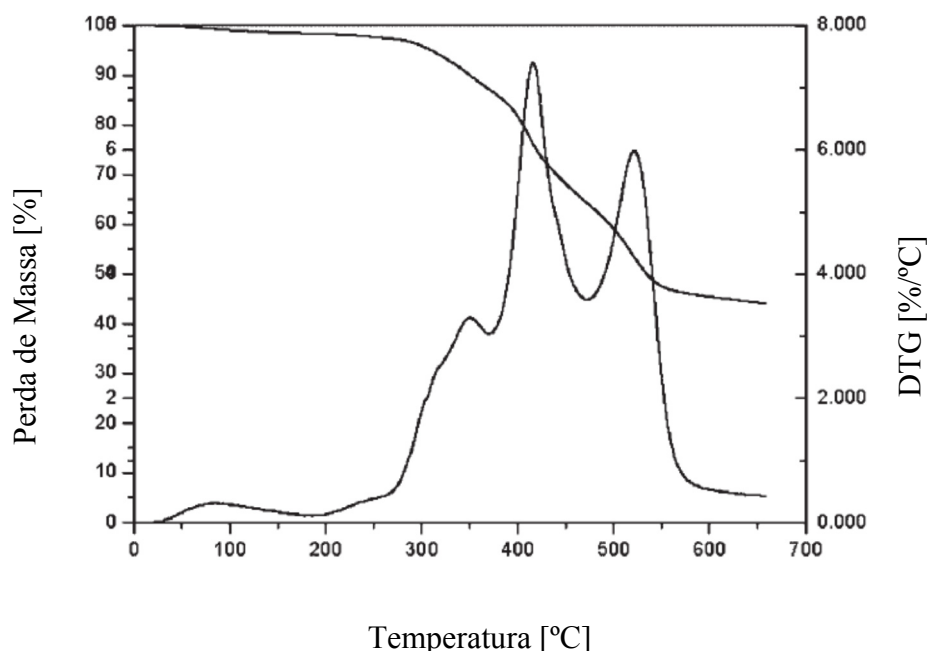


Figura 1.5 – Curvas TG e DTG do sistema fosfato de melamina e pentaerititol (Chen, YH *et al*, 2007).

A degradação térmica do polifosfato de amônio (APP) ocorre em duas etapas. A primeira inicia-se aos 270 [°C] até aos 500 [°C], com uma perda de massa de 19% e produção de amônia, água e ácidos fosfóricos. A segunda etapa é a principal etapa de decomposição e ocorre acima dos 500 [°C] resultando num resíduo mássico aos 800 [°C] de unicamente 0.6%. A taxa de perda de massa máxima de ambas as etapas ocorre à temperatura de 326 e 625 [°C], respetivamente, (Wu, K. *et al*, 2008).

De acordo com Bourbigot *et al* (Bourbigot, S. *et al*, 1999), que estudaram a decomposição e combustão de uma mistura PP-APP/PER (polipropileno, polifosfato de amônio e pentaerititol), o desenvolvimento do intumescente ocorre entre os 280 e 350 [°C], verificando-se uma degradação deste entre os 350 e os 450 [°C]. Para temperaturas superiores existem alterações estruturais que originam novos produtos carbonosos. Os valores da condutividade térmica diminuem desde 280 [°C] até um valor mínimo aos 430 [°C], aumentando até à temperatura de 560 [°C]. A análise deste comportamento levou os autores a considerarem que a formulação intumescente é efetiva somente até aos 430 [°C]. Os parâmetros cinéticos, energia de ativação (E) e o fator pré-exponencial (A), do PP e do sistema PP-APP/PER são apresentados na Tabela 2.

Tabela 2 - Parâmetros cinéticos do PP e do sistema PP-APP/PER (Bourbigot, S. *et al*, 1999).

Material	E [kJ/mol]	Log(A) [s ⁻¹]
PP	77 (±15)	4.2 (±0.1)
PP-APP/PER	143 (±8)	8.7 (±0.7)

Um dos parâmetros fundamentais de uma tinta intumescente é a harmonização da temperatura de decomposição da MEL, do APP e do PER. Se a temperatura de decomposição da Mel for muito inferior à do APP, a libertação de gás ocorre sem a existência de uma camada carbonosa e deste modo não se verifica a sua expansão. Se pelo contrário a temperatura de decomposição da MEL for superior à do APP, o gás não conseguirá expandir a camada carbonosa e sairá para o exterior provocando a fissuração desta. De igual modo se a temperatura de decomposição do PER for inferior à do APP, verifica-se toda a decomposição do PER antes da decomposição do APP, não se produzindo uma boa camada intumescente.

A intumescência deve, pelo apresentado, estar associada à ocorrência de processos químicos e físicos que devem originar numa camada visco elástica seguida de uma expansão e carbonização. É necessário que as reações mencionadas ocorram na ordem correta e no tempo preciso para garantir o efeito sinérgico entre os vários componentes com vista à obtenção das propriedades de resistência ao fogo pretendidas. Deve ser dada especial atenção à cadência com que os vários eventos e reações ocorrem, tendo muita influência na qualidade final da camada carbonosa. De especial relevância é o instante em que ocorre a decomposição do agente expensor em relação à viscosidade do polímero fundido. Se a libertação de gases ocorre quando a viscosidade é elevada, há uma elevada resistência para a formação e crescimento de bolhas e os gases tendem a escapar pela mistura por um processo de difusão sem gerar bolhas. Se a mistura é muito fluida, com uma viscosidade baixa, formar-se-ão bolhas de grande dimensão, resultando numa camada carbonosa de elevada porosidade, muito frágil e sem a eficiência pretendida. Idealmente pretende-se uma estrutura celular fina e uniforme para garantir a integridade estrutural e propriedades de isolamento térmico durante toda a ocorrência do incêndio, (Butler, K. M. , 1997).

As tintas baseadas nos ingredientes APP-PER-MEL são caracterizadas pela sua boa intumescência e formação carbonosa. Estes aditivos dotam-nas de propriedades higroscópicas revelando-se muito sensíveis à água, razão pela qual a sua estrutura carbonosa

é oxidada a temperaturas elevadas. Este comportamento obriga a modificações na formulação de tintas para aplicação em elementos exteriores. A inclusão de diferentes aditivos na tinta, como por exemplo a grafite expansível (partículas de dimensão 50-100 [μm]) e a sílica mostra-se uma solução possível para melhorar a performance das mesmas. Vários trabalhos mostram que a grafite expansível é um aditivo eficiente e que funciona como agente expensor e carbonífero (Awad, W. H. *et al*, 2010;Deogon, M. S., 1991;Duquesne, S. *et al*, 2002;2003;Thirumal, M. *et al*, 2008).

Wang *et al* (Wang, Z. *et al*, 2007) fez testes comparativos da resistência à água, resistência ao fogo e resistência mecânica de tintas à base de APP-PER-MEL e adicionalmente com grafite expansível. A comparação do comportamento antes e após a imersão em água permitiu verificar que a resistência ao fogo e a resistência mecânica de tintas APP-PER-MEL é fortemente afetada. Misturas com 8% de grafite expansível com partículas de 74 [μm] conseguem manter uma boa resistência ao fogo mesmo após uma imersão em água de 500 horas.

Para obter uma estimativa das propriedades termofísicas, Koo (1998) analisou experimentalmente um material cerâmico intumescente contendo fibras cerâmicas. As amostras foram testadas num forno a gás propano de pequenas dimensões (610x457x457 mm), com capacidade de induzir um fluxo de calor entre 22.7 e 113.6 [kW/m^2] na superfície da amostra. Durante os testes foram registados os valores de perda de massa, o aumento da temperatura da superfície não exposta e a máxima expansão. A perda de massa encontra-se compreendida entre 59% e 66% com uma expansão de 26 a 28 vezes a espessura inicial. A porosidade do material foi determinada através de um porosímetro, resultando num valor de 0.062 para o material no estado virgem e num aumento de 0.146 para 0.938 aquando do incremento de temperatura de 250 para 500 [$^{\circ}\text{C}$]. A emissividade do material virgem e do material carbonoso foi estimado em 0.7 e 0.9, respetivamente. A condutividade térmica do material carbonoso foi estimada em oito vezes inferior ao do material virgem. O autor refere a dificuldade em caracterizar o material a temperaturas elevadas devido à sua grande expansão, entre os 300 e os 400 [$^{\circ}\text{C}$], e perda de massa, resultando na perda de integridade estrutural deste. Somente a perda de massa e o calor específico puderam ser medidos acima do 500 [$^{\circ}\text{C}$].

1.4 Modelos de decomposição das tintas intumescentes

Vários autores apresentaram modelos matemáticos, com mais ou menos hipóteses simplificativas, de simulação da combustão de tintas intumescentes considerando os processos físicos e químicos que ocorrem nestes materiais. Na literatura podem ser encontrados vários modelos teóricos desenvolvidos para o estudo do desenvolvimento e eficiência de tintas intumescentes. Reshetnikov et al (Reshetnikov, I. S. *et al*, 1997) apresentam uma breve descrição de alguns dos modelos existentes até à data.

De uma forma geral a influência da temperatura na decomposição dos materiais pode ser representada satisfatoriamente através da equação de Arrhenius de primeira ordem, no entanto, para materiais cuja energia de ativação é muito elevada pode ser assumido que a pirólise do sólido ocorre abruptamente quando atinge uma determinada temperatura, designada de temperatura de pirólise (T_p), (Wang, J. *et al*, 2005).

No caso dos materiais que carbonizam, o sólido decompõe-se numa fração de gás e numa fração de material carbonoso, podendo ser dividido em duas camadas, uma camada carbonosa e uma virgem que se mantém abaixo da temperatura de pirólise. Esta hipótese foi utilizada por Buckmaster et al (Buckmaster, J. *et al*, 1986) que apresentam um modelo numérico aplicado a tintas intumescentes no qual a transição de camada virgem para carbonosa ocorre numa fronteira infinitesimal à temperatura T^* , considerada igual a 150 [°C]. Staggs também utiliza esta simplificação para definir a fração mássica de resíduo e de gás produzido pelo polímero quando atinge uma temperatura de decomposição considerada crítica, T_c , (Staggs, J. E. J., 2003).

Um dos trabalhos iniciais sobre a modelação numérica do comportamento de tintas intumescentes deve-se a Cagliostro (Cagliostro, D.E. *et al*, 1975) que desenvolveu um modelo unidimensional de cálculo do campo de temperaturas do material intumescente em função dos seus parâmetros cinéticos, massa e propriedades térmicas. Os autores consideram que a tinta é composta por três ingredientes distintos (A, B e C) e a perda de massa desta obtida pela soma das perdas de massa de cada um, em que as reações são descritas pela equação de Arrhenius atribuindo valores empíricos às energias de ativação, fatores pré-exponencial e ordem da reação. Com base na observação de que a expansão da tinta ocorre no intervalo de temperatura 275-400 [°C] e comparando com as curvas de termogravimetria, os autores definiram a expansão do intumescente em função da perda de massa do ingrediente B e da expansão máxima (E_{max}) obtida experimentalmente, como mostra a

equação (1.3). O domínio do intumescente é composto por duas camadas, a camada de tinta virgem e a camada carbonosa, separadas por uma zona infinitesimal denominada de zona de pirólise, onde ocorre a decomposição da tinta.

$$E(x, t) = E_{\max} - (E_{\max} - 1) \left(\frac{\rho_B(x, t) - \rho_{B,f}}{\rho_{B,i} - \rho_{B,f}} \right)^n \quad (1.3)$$

Strakhov *et al* (2001) utilizou um setup experimental composto por um painel radiante de lâmpadas de quartzo, ver Figura 1.6, para medir a variação da espessura do intumescente e da temperatura do substrato. Pela análise dos resultados dos testes considerou necessário, para a simulação numérica do processo de intumescência: a fase de aquecimento do material virgem, a decomposição térmica do material, a interação dos produtos gasosos com a superfície aquecida, a oxidação da camada carbonosa com o meio ambiente, transferência de calor por condução e radiação, variação das propriedades geométricas e termofísicas das várias camadas com o aumento da temperatura, transferência de calor por convecção e radiação com o meio ambiente e o carácter transiente de todos os processos.

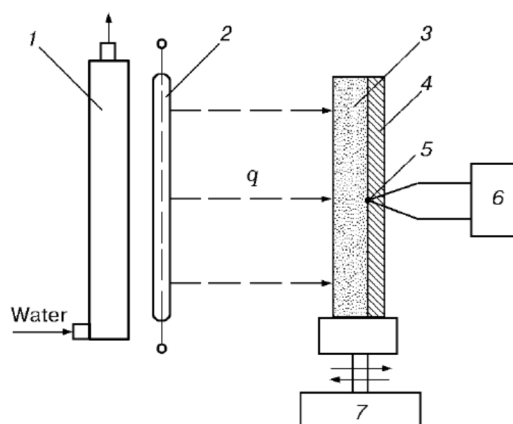


Figura 1.6 - Setup experimental: 1) refletor; 2) radiador; 3) amostra intumescente; 4) substrato; 5) termopar; 6) sistema de aquisição; 7) suporte amovível com transdutor de deslocamento. Fonte (Strakhov, V. L. *et al*, 2001).

Os autores referem a impossibilidade de se obter de forma experimental o campo de temperaturas da camada carbonosa porque a inclusão de termopares afeta em grande medida a sua intumescência, podendo originar a sua destruição.

O modelo matemático desenvolvido (Strakhov, V. L. *et al*, 1983;2001) baseia-se nas equações de conservação de massa, momento e energia da camada carbonosa, gases e estrutura celular carbonosa, e camada inicial. O modelo também incorpora valores

experimentais da temperatura de fusão da tinta e suas propriedades termofísicas. Para a solução numérica do sistema foi utilizado o método das diferenças finitas com um esquema implícito de quatro pontos.

A equação de conservação do momento de um fluido (líquido ou gás) num meio poroso é geralmente descrita pelas equações de Navier-Stoks. Quando o movimento deste é lento e pode ser considerado quase-estacionário os termos convectivos e a sua dependência no tempo pode ser desprezada. Nestas circunstâncias poder-se-á aplicar a Lei de Darcy, com propriedades médias ponderadas, que descreve uma relação linear entre a velocidade e o gradiente de pressão. Esta relação pode ser incluída nas equações de conservação da massa e eliminar explicitamente as velocidades. Deste modo as equações de conservação da massa incluem a conservação do momento, (Baggio, P. *et al*, 1997).

Di Blasi (Di Blasi, C., 2000) apresentou um estado da arte dos modelos de pirólise de materiais que carbonizam, focando-se essencialmente em três tipos de materiais: os celulósicos; poliméricos; e as tintas intumescentes. A descrição dos modelos matemáticos existentes para descrever o comportamento das tintas intumescentes, sendo baseados em relações empíricas, leva o autor a referir a necessidade de existirem modelos matemáticos para sistemas de volume variável mais rigorosos, descrição reológica do material e a execução de ensaios experimentais para determinação das variáveis que afetam o seu desenvolvimento.

Em alguns dos modelos numéricos existentes, o mecanismo cinético é acoplado ao modelo de transferência de calor, permitindo determinar o volume de gás e resíduo carbonoso produzido e assim a expansão do volume do material intumescente de modo transiente. Uma hipótese simplificativa consiste em adotar uma ou várias etapas de degradação do material virgem e desta resultar uma fração mássica de resíduo carbonoso r e de gás $(1-r)$.

O modelo de Gillet *et al* considera duas camadas distintas. A primeira é composta pela tinta virgem, onde ocorre a degradação obtida à temperatura de pirólise, $T_v=210$ [°C], levando à regressão da fronteira móvel de separação com a segunda camada. É nesta que se dá a expansão e surge quando se atinge uma temperatura pré-definida de carbonização $T_c=280$ [°C]. A variação da intumescência é definida em função do campo de pressões definido pela equação de Darcy admitindo um valor de porosidade constante e igual a 0.9, (Gillet, M. *et al*, 2007).

Di Blasi e Branca (Di Blasi, C., 2004; Di Blasi, C. *et al*, 2001) apresentaram um modelo numérico unidimensional de análise de tintas intumescentes sujeitas a fluxos de calor radiativos. A sua principal diferença em relação a outros modelos advém do facto de considerarem a tinta composta por três componentes distintos, com pesos mássicos variáveis. A decomposição da tinta é obtida pelas reações paralelas e independentes dos três componentes, dando origem à perda de massa da tinta. As reações originam: compostos gasosos que não interferem na expansão da tinta; compostos gasosos responsáveis pela formação de bolhas e respetiva intumescência; e formação de um resíduo carbonoso e uma fração de gás. O modelo cinético é acompanhado pelas equações de transporte de massa e energia.

O modelo de Buckmaster *et al* (Buckmaster, J. *et al*, 1986) engloba o aumento de volume através dos gases produzidos na frente móvel, de separação da camada inicial e da camada carbonosa. Os autores consideram que a transferência de calor em ambas as camadas é dominada pela componente de condução de calor. Através da fixação da superfície exterior do intumescente o modelo é transformado num problema de Stefan de duas fases.

Strakhov (Strakhov, V. L. *et al*, 2001) desenvolveram um modelo matemático que inclui as equações de conservação da massa, momento e energia para a tinta na sua fase inicial, fração gasosa e resíduo carbonoso. As propriedades dos materiais e evolução da intumescência são considerados de modo empírico e algumas de modo experimental.

Mais recentemente (Zhang, F. *et al*, 2011) apresentaram um estudo numérico sobre a influência das propriedades físicas na reação dos materiais intumescentes ao fogo. Baseados num modelo de três camadas, camada do resíduo carbonoso, camada de desenvolvimento da intumescência e camada virgem, (Zhang, F. *et al*, 2007), os autores analisaram o efeito da variação da condutividade térmica, do calor específico, densidade, emissividade à superfície e a temperatura de transição da camada intumescente, $T=327$ [°C]. Os resultados mostram uma elevada influência de todas as propriedades na variação da temperatura da camada intumescente. Os autores alertam para a necessidade de se caracterizar e determinar corretamente os valores destas variáveis com vista à sua utilização prática.

O modelo de Lautenberger pode ser entendido como uma generalização do processo de pirólise aplicado a materiais combustíveis sujeitos a solicitações térmicas (Lautenberger, C., 2007; Lautenberger, C. *et al*, 2009). É passível de ser aplicado a materiais poliméricos com ou sem capacidade de carbonização, tintas intumescentes e outros materiais. A distribuição da temperatura, espécies gasosas e sólidas e campo de pressões do material

analisado são obtidos através das equações de conservação implementadas numericamente num programa denominado Gpyro (*Generalized pyrolysis model for combustible solids*). No seu artigo, Lautenberger descreve a decomposição térmica de tintas intumescentes através de duas reações independentes e consecutivas. Na primeira a tinta dá origem a uma fração de resíduo carbonoso e uma fração de gás, enquanto que a segunda converte o resíduo carbonoso produzido anteriormente numa fração de resíduo carbonoso secundário e simultaneamente em gás. O intumescente é modelado com uma única camada em que os pesos mássicos de cada componente vão variando com as reações químicas existentes, à semelhança do trabalho de di Blasi (Di Blasi, C., 2004; Di Blasi, C. *et al*, 2001). A distinção deste modelo prende-se com o processo de cálculo da fração sólida produzida em cada reação. Assim a fração sólida da reação k é a fração de massa do material A que é convertida no produto B e é determinada por $SF_k = 1 + ((\rho_B - \rho_A)/\rho_A)\chi_k$, em que χ_k representa a diferença das densidades dos materiais A e B que é convertida em gás. No caso analisado o autor utiliza um valor de 0.66 e 1.0 para a primeira e segunda reação, respetivamente.

1.5 Estrutura da tese

O trabalho apresentado neste documento pretende contribuir para a definição do comportamento e desempenho das tintas intumescentes aplicadas em elementos estruturais de aço com vista ao aumento da capacidade de resistência ao fogo. É apresentada a caracterização fundamental das tintas intumescentes baseada na realização de testes à microescala, de pequena escala e à escala real. Estes últimos são efetuados num forno de resistência ao fogo com e sem simultaneidade do carregamento mecânico. Adicionalmente são também apresentadas metodologias analíticas e numéricas que permitem o cálculo da evolução da temperatura com o tempo dos elementos protegidos expostos ao fogo.

A tese encontra-se organizada em 7 capítulos que descrevem as várias fases e os tópicos analisados ao longo deste trabalho de investigação.

Neste primeiro capítulo é apresentada uma introdução e descrição geral do trabalho realizado. É abordado o estado atual de desenvolvimento da investigação e caracterização das tintas intumescentes e da sua utilização como material de proteção contra incêndio.

As exigências regulamentares de verificação de segurança contra incêndio são apresentadas no capítulo 2. É caracterizada a ação térmica que atua nos elementos estruturais

e detalhados os mecanismos de transferência de calor responsáveis pelo aumento da temperatura do aço. Esta solicitação térmica pode ser determinada em função das várias curvas de incêndio, de igual modo detalhadas e caracterizadas neste capítulo. Considerando os domínios de verificação de segurança, domínio do tempo, da resistência e da temperatura, são apresentadas as metodologias enunciadas na norma EN1993-1-2 (CEN, 2005b) com o objetivo da quantificação da resistência, da temperatura crítica e do tempo de resistência ao fogo das secções utilizadas nos ensaios experimentais do capítulo 5.

O mecanismo de decomposição das tintas intumescentes está diretamente relacionado com a sua composição, com o peso mássico dos seus componentes e pela taxa de aquecimento deste material no seu estado virgem, originando taxas de carbonização e de intumescência mais ou menos elevadas. No capítulo 3 é apresentado um procedimento analítico e experimental de cálculo dos parâmetros cinéticos que regem o comportamento das tintas intumescentes sob a ação da temperatura. São estudadas duas tintas intumescentes de base aquosa de fornecedores diferentes. São efetuados testes experimentais de termogravimetria com diferentes taxas de aquecimento para determinação da perda de massa resultante das várias reações e testes de calorimetria diferencial de varrimento para identificar as reações endotérmicas e exotérmicas. O modelo analítico do mecanismo de decomposição formulado é utilizado para a determinação de 15 parâmetros através do processo de otimização do ajuste entre as curvas analíticas e experimentais, considerando a minimização dos mínimos quadrados da função objetivo definida pela perda de massa e pela taxa de perda de massa. Os resultados dos parâmetros cinéticos e das frações mássicas são parte integrante do modelo numérico apresentado posteriormente no capítulo 6.

No capítulo 4, o desempenho das tintas intumescentes sob a ação da temperatura é analisado em condições laboratoriais bem controladas através de testes experimentais de pequena escala num calorímetro de cone. Placas de aço com diferentes espessuras são protegidas com distintas espessuras secas de proteção de tinta intumescente e sujeitas a dois fluxos de calor por radiação distintos. A instrumentação das placas de aço com termopares e a gravação vídeo dos testes e posterior tratamento de imagem permitem a obtenção das curvas de evolução de temperatura do aço e da expansão da camada intumescente com o tempo. Estas últimas permitem a obtenção do valor máximo da expansão da tinta em função da espessura inicial, valor a introduzir no modelo numérico do comportamento do intumescente. Neste capítulo são ainda apresentados testes de pequena escala com placas de

aço realizados num forno de resistência ao fogo, com vista à obtenção do desempenho do intumescente quando submetido à curva de incêndio padrão ISO834.

O capítulo 5 é dedicado à apresentação dos testes de resistência ao fogo realizados em perfis estruturais com várias geometrias (IPE, HEB, SHS, CHS e LNP). O principal objetivo deste capítulo é efetuar um estudo paramétrico do efeito de bordo e do desenvolvimento da camada intumescente nos perfis referidos. O desempenho de uma das tintas já caracterizada à microescala e à pequena escala é agora analisado através de testes à escala real em perfis IPE, SHS, CHS e LNP, protegidos com distintas espessuras secas de proteção. Estes testes permitem distinguir o desempenho do intumescente com a variação da secção. Para aferição e análise da influência da proteção ao fogo, são realizados testes à temperatura ambiente e ao fogo com e sem proteção intumescente. O tempo de resistência ao fogo dos perfis é determinado experimentalmente através de ensaios com carregamento mecânico com um valor de carga representativo de um grau de utilização de 30%, 50% e 70%.

No capítulo 6 é apresentado o modelo numérico baseado no método das diferenças finitas aplicado ao mecanismo de decomposição e expansão das tintas intumescentes. Este modelo numérico é baseado no método das linhas (MOL) e utiliza uma malha de diferenças finitas não uniformes construída a partir de um método adaptativo de malha móvel definido pelo critério de equidistribuição com ou sem refinamento estático da malha. O processo de decomposição e expansão da tinta está diretamente acoplado ao mecanismo de decomposição e aos parâmetros cinéticos determinados no capítulo 3. Este modelo numérico é utilizado para o cálculo da evolução da temperatura do aço em placas protegidas com tinta intumescente e expostas a um fluxo de calor por radiação proveniente do calorímetro de cone, como apresentado no capítulo 4. É apresentada uma comparação entre os resultados numéricos e os obtidos experimentalmente.

O último capítulo apresenta uma revisão geral das principais conclusões desta tese, elencando os tópicos de investigação realizados, e detalha algumas linhas de investigação futuras de continuidade do trabalho apresentado.

Capítulo 2: Exigências regulamentares de resistência ao fogo

2.1 Introdução

A verificação da segurança contra o risco de incêndio é parte essencial do projeto de elementos estruturais. Esta é o garante da segurança dos ocupantes do edifício e da equipa de combate ao incêndio, fornecendo a proteção adequada da estrutura e dos bens existentes no seu interior. O critério comum utilizado na definição da resistência ao fogo de um edifício é o “tempo de resistência ao fogo”, (Kaitila, O., 2000). O seu valor é obtido com base na temperatura máxima atingida e no carregamento que cada elemento suporta, representando, em termos de uma curva de incêndio padrão, o tempo decorrido entre o início do processo de aquecimento e o instante em que é atingida a temperatura crítica do elemento estrutural.

A resistência do aço a temperaturas elevadas encontra-se definida com grande detalhe, sendo conhecido que a 550 [°C] o aço estrutural possui somente 60 % da sua capacidade resistente à temperatura ambiente. Este valor é importante porque, antes da aplicação do conceito de estado limite último, quando o dimensionamento era baseado no método da tensão admissível, a tensão máxima admissível era considerada de valor aproximadamente igual a 60% da resistência à temperatura ambiente. Este pressuposto justifica o valor definido como a temperatura máxima, ou crítica, que um elemento de uma estrutura suporta antes de atingir o colapso, (Corus, 2001). Este conceito conduzia à utilização, nem sempre racional, de medidas passivas de proteção ao fogo para limitar o aquecimento dos elementos estruturais, como placas de gesso, sprays ou tintas intumescentes, representando aproximadamente 23% do custo total da construção, (Bailey, C. G. *et al*, 1996). No entanto, os estudos de investigação que deram origem aos códigos de projeto internacionais mostraram que a temperatura crítica depende essencialmente do grau de utilização do elemento estrutural.

A publicação dos códigos Europeus de projeto de estruturas ao fogo, nomeadamente aquele aplicado às estruturas de aço, Eurocódigo 3 parte 1.2, (CEN, 2005b), veio proporcionar aos projetistas um conjunto de métodos simplificados para o dimensionamento e verificação da segurança de elementos sob a ação do fogo. A verificação pode ser efetuada no domínio da resistência, domínio da temperatura ou do tempo. No domínio da temperatura, o cálculo da temperatura crítica do elemento é efetuado com base na relação com o grau de utilização. No entanto, a relação apresentada, só pode ser utilizada, de forma direta, nos casos em que não são considerados critérios de deformação ou fenómenos de instabilidade. Nestes casos, por exemplo pilares sujeitos à encurvadura ou vigas sujeitas à encurvadura lateral torsional, é necessária a aplicação de um processo iterativo de cálculo.

A forma mais representativa de se reproduzir os efeitos de um incêndio é através de testes ao fogo à escala real, sujeitando estes elementos a um incêndio representativo do cenário de incêndio pretendido. Estas experiências à escala real requerem elevados investimentos e a existência de equipas científicas multidisciplinares para a definição do cenário de incêndio e instalação dos equipamentos de medida, visando obter-se uma maior quantidade de dados por experiência. Exemplo destes trabalhos de investigação é o conjunto de testes desenvolvidos no laboratório de Cardington (Reino Unido) do Building Research Establishment (BRE) por esta instituição e pelo British Steel e com financiamento do governo Inglês e pela Comunidade Europeia do Carvão e do Aço (ECCS). Os testes decorreram num edifício de oito andares especialmente construído em 1993 para o efeito e com o objetivo de investigar o comportamento de uma estrutura real sob condições de incêndio reais e de recolher dados que permitiram a verificação de modelos numéricos utilizados na análise de estruturas em situação de incêndio (Wang, Y. C., 2000). Outras experiências são levadas a cabo em edifícios residenciais ou compartimentos isolados, preenchidos com os equipamentos e materiais combustíveis convencionais para a análise da propagação do incêndio, avaliar o desempenho dos detetores de fumo e de fogo e o consequente tempo de evacuação. No âmbito de dois projetos de investigação Europeus, a realização de vários testes ao fogo, efetuados em carros e em parques de estacionamento cobertos construídos em estrutura metálica e mista, permitiram concluir que não é necessária qualquer proteção ao fogo da estrutura metálica para se manter a estabilidade estrutural da construção, (Cajot, L.-G. *et al*, 1999; Zhao, Bin *et al*, 2004).

Os níveis de resistência ao fogo recomendados pelos regulamentos e documentos legais são baseados no comportamento ao fogo de elementos estruturais simples testados

segundo a curva de incêndio padrão num forno de resistência ao fogo. O tempo de resistência ao fogo é considerado como o tempo, arredondado ao minuto inferior, decorrido desde o início do processo de aquecimento até ao colapso. Os períodos de resistência ao fogo regulamentares são normalmente especificados em períodos de meia hora: 0.5, 1, 1.5, 2, 3 e 4 horas.

Este tipo de teste define a capacidade de um elemento estrutural continuar a desempenhar as funções para o qual foi projetado sem exceder os limites de determinados critérios, como a capacidade de suporte de carga (R), de estanquidade a chamas e gases quentes (E) e de isolamento térmico (I). A norma Europeia de classificação dos elementos e produtos de construção, EN13501-2 (CEN, 2002b), especifica que os elementos que possuam funções de suporte de carga mas sem função de compartimentação resistente ao fogo devem possuir uma classificação R 15, R 20, R 30, R 45, R 60, R 90, R 120, R 180, R 240 ou R 360. Se desempenharem adicionalmente função de compartimentação (REI) a classificação possível é semelhante à anterior com o limite de 240 [min].

Em Portugal, o Regulamento Técnico de Segurança contra Incêndio em Edifícios, (Portaria n.º1532/2008 de 29 de Dezembro, 2008) define a resistência mínima ao fogo padrão de elementos estruturais de edifícios em função das utilizações tipo e das categorias de risco de incêndio, apresentadas na Tabela 3.

Tabela 3 – Resistência mínima ao fogo padrão de elementos estruturais de edifícios.

Utilizações-tipo	Categorias de Risco				Função do Elemento
	1 ^a	2 ^a	3 ^a	4 ^a	
I, III, IV, V, VI, VII, VIII, IX e X	R 30	R 60	R 90	R 120	Suporte
	REI 30	REI 60	REI 90	REI 120	Suporte e Compartimentação
II, XI e XII	R 60	R 90	R 120	R 180	Suporte
	REI 60	REI 90	REI 120	REI 180	Suporte e Compartimentação

Os testes de resistência ao fogo, baseados na curva de incêndio padrão, sempre mereceram algumas críticas por parte dos investigadores ao longo dos anos. A maior limitação é a execução dos testes em elementos de construção isolados ou pequenas subestruturas que não representam a sua integração numa estrutura mais global com capacidade de dotar estes elementos de uma maior resistência às deformações térmicas. Durante o incêndio num dos compartimentos de um edifício a estrutura existente fora do

compartmento limita a expansão térmica dos elementos aquecidos e os deslocamentos verticais são diminuídos devido à ligação dos elementos à estrutura subjacente (Lamont, S. *et al*, 2006). Este comportamento é claramente distinto do existente nos testes de resistência ao fogo de vigas sem restrições. Os pilares são sujeitos unicamente a uma força de compressão, enquanto que em estruturas reais suportam esforços de compressão e de flexão. A temperatura dos gases do forno não representa corretamente a exposição ao fogo do elemento, já que a sua exposição é dependente das propriedades físicas de construção do forno. As propriedades geométricas influenciam com maior preponderância o fluxo de calor por convecção ($q_c'' = h_c \Delta T$), enquanto que os materiais que o compõem definem a intensidade do fluxo de calor por radiação recebido pelo elemento ($q_r'' = \varepsilon \sigma T^4$), havendo uma maior influência para temperaturas mais elevadas devido ao termo T^4 . Adicionalmente é alegado que a curva de incêndio padrão dificilmente se aproxima da temperatura de um incêndio real por não possuir fase de ignição nem de arrefecimento (declínio do incêndio). A análise de vários incêndios em compartimentos reais permitem verificar que a severidade do incêndio está diretamente relacionada com a carga térmica existente e com as condições de ventilação, (Walton, W. D. *et al*, 2002).

Os incêndios reais em compartimentos, relativos a ambientes fechados, são caracterizados pelas várias fases do seu desenvolvimento. A Figura 2.1 apresenta um modelo da variação da temperatura com o tempo em função destas fases: Ignição, propagação, *flashover*, combustão generalizada e arrefecimento.

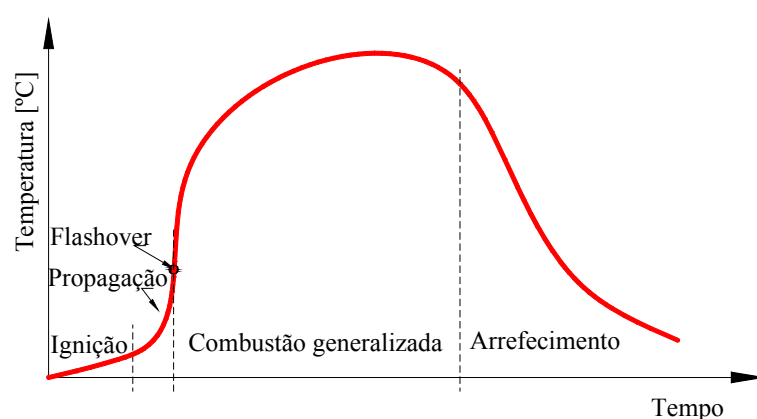


Figura 2.1 – Fases de desenvolvimento de um incêndio

A fase de ignição marca o início do incêndio, que na existência de combustível e de comburente (oxigénio) dá origem ao seu desenvolvimento com o aparecimento de chamas. Verifica-se um aumento da temperatura e um crescimento das chamas que depende somente

do combustível e com pouca influência do compartimento. Havendo combustível e comburente suficientes o incêndio propaga-se para outros materiais levando à ignição progressiva de mais combustível, definindo assim a fase de propagação. Pode-se verificar o facto de o compartimento ser de tal modo estanque que impeça a entrada de comburente e a saída dos gases de combustão levando à extinção do incêndio antes de toda a queima do combustível. Não ocorrendo a extinção deste, a acumulação do fumo e dos gases de combustão aliada ao aumento de temperatura, permite que, havendo uma renovação de ar novo no compartimento se dê o fenómeno de flashover. Esta renovação de ar está frequentemente relacionada com a quebra de elementos de compartimentação ou dos vidros existentes. O flashover não é um fenómeno preciso, exatamente definido. Um dos critérios utilizados para definir este fenómeno é baseado na temperatura a que a radiação resultante dos gases do incêndio no interior do compartimento dá origem à ignição generalizada de todo o combustível existente. Segundo Walton (Walton, W. D. *et al*, 2002) esta temperatura ocorre entre 500-600 [°C]. Na fase de combustão generalizada a taxa de libertação de calor assume o valor máximo, com cada vez mais combustível a sofrer pirólise e subsequente queima em função da existência de oxigénio. Neste caso pode-se considerar que o incêndio é controlado pela ventilação. Se houverem aberturas, os gases de combustão deixam o compartimento através do fluxo de gás e são queimados no seu exterior. Com a combustão contínua o combustível existente vai diminuindo, originando uma diminuição da intensidade do incêndio, da temperatura e da produção de chamas e fumos, provocando um arrefecimento gradual do compartimento.

Babrauskas et al (Babrauskas, V. *et al*, 2003; Peacock, R. D. *et al*, 1999) reviram vários estudos experimentais à escala real para quantificar o instante do flashover em função de várias propriedades físicas. Embora os vários estudos considerem diferentes critérios para a definição do flashover, os mais comuns são baseados no critério da temperatura e do fluxo de calor. Em relação ao critério da temperatura, mesmo existindo uma grande dispersão nos resultados, com temperaturas entre 450-771 [°C] e com um maior número de casos entre os 600 e 700 [°C], os autores consideram que, ao nível da temperatura, o flashover ocorre para temperaturas dos gases de incêndio na camada superior do compartimento superiores a 600 [°C]. Quanto ao fluxo de calor ao nível do piso do compartimento, são encontrados valores compreendidos entre 15 e 33 [kW/m²]. Um valor de 20 [kW/m²] é o que melhor prevê a ocorrência do flashover.

2.2 Mecanismos de transferência de calor

As ações térmicas, provenientes de curvas de incêndio nominais, são definidas em termos de uma densidade de fluxo de calor incidente na superfície fronteira do elemento, $\dot{h}_{net,d}$, que considera a componente do fluxo devida à convecção, $\dot{h}_{net,c}$ e a componente devida à radiação, $\dot{h}_{net,r}$. Este fluxo de calor permite o cálculo da temperatura à superfície do elemento estrutural em função da temperatura dos gases do incêndio.

A densidade de fluxo de calor efetivo é determinada de acordo com o Eurocódigo 1, parte 1-2 (CEN, 2002a) através de:

$$\dot{h}_{net,d} = \dot{h}_{net,r} + \dot{h}_{net,c} \quad [W / m^2] \quad (2.1)$$

2.2.1 Transferência de calor por convecção

A convecção surge da mistura de fluidos, líquidos ou gasosos, que se encontram a temperaturas distintas, resultando diferentes densidades. Usualmente em situação de incêndio, a transferência de calor por convecção envolve gases quentes do incêndio que passam por um elemento estrutural inicialmente frio, transferindo calor ou energia. A taxa de aquecimento depende da velocidade do fluido à superfície do objeto, propriedades térmicas do fluido e do sólido, bem como da temperatura do sólido, (Lewis, K.R., 2000).

A fórmula geral de transferência de calor por convecção é dada por:

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c (\theta_g - \theta_m) \quad [W / m^2] \quad (2.2)$$

α_c é o coeficiente de transmissão de calor por convecção e pode ser obtido pelos princípios de transferência de calor, utilizando as propriedades do fluido e a geometria do sólido. O Eurocódigo 1, (CEN, 2002a), estabelece o valor igual a $25 [W / m^2 K]$ para a curva de incêndio padrão e para a curva de incêndio de elementos exteriores e ainda o valor de $50 [W / m^2 K]$ para a curva de incêndio de hidrocarbonetos.

2.2.2 Transferência de calor por radiação

A radiação é a forma de transferência de calor mais significativa, para temperaturas superiores a 400 [°C], porque a energia transferida entre corpos está relacionada com a potência de grau quatro da temperatura. A radiação transfere energia através de ondas eletromagnéticas que são absorvidas por qualquer corpo que consiga “ver” o corpo emissor. Este fluxo de calor é dado por:

$$\dot{h}_{net,r} = \Phi \varepsilon_f \varepsilon_m 5,67 \times 10^{-8} [(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4] \quad [W / m^2] \quad (2.3)$$

em que Φ é o fator de forma, que deve assumir o valor unitário, ε_m é a emissividade do elemento, de valor igual a 0.7 para aços ao carbono e betão e 0.4 para os aços inoxidáveis, ε_f é a emissividade do compartimento de incêndio, considerada como $\varepsilon_f = 1$.

A temperatura θ_r representa o valor da temperatura de radiação na vizinhança do elemento, podendo considerar-se igual a θ_g , enquanto que θ_m representa a temperatura na superfície do elemento. O valor $5.67 \times 10^{-8} [W / m^2 K^4]$ corresponde à constante de Stefan Boltzmann.

2.2.3 Transferência de calor por condução

A forma de transferência de calor por condução envolve a interação entre de um ou mais materiais, contacto físico de superfícies. Este modo de transferência é importante no caso do estudo dos gradientes de temperatura na secção reta de um elemento sem protecção térmica, exposto ao fogo. Para perfis com protecção ao fogo, por exemplo tintas intumescentes ou placas de protecção, a condução é o modo de transferência de calor mais importante, já que o aço não se encontra exposto à radiação do fogo ou em contacto com os seus gases, (Lewis, K.R., 2000).

Durante o processo de expansão das tintas intumescentes há lugar a uma transformação física da protecção e a camada de protecção sólida adquire uma configuração porosa, na qual se torna relevante a participação do fluxo de calor por condução no meio sólido e de radiação no meio gasoso.

Pela primeira lei da termodinâmica e pela Lei de Fourier, a condução de calor no elemento é representada por:

$$\nabla^2 T(x, y, t) = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T(x, y, t)}{\partial t} \quad (2.4)$$

onde α é a difusividade térmica, $(k / \rho c_p) [m^2 / s]$, em que c_p é o calor específico do material, $[J / kgK]$, e k a condutividade do material, $[W / mK]$.

A resolução da equação diferencial (2.84), obriga à imposição de duas condições de fronteira que podem ser do tipo:

- Temperatura prescrita (T_0) na fronteira Γ_T , condição de fronteira essencial, também conhecida por condição de Dirichlet.

$$T = T_0 \quad (2.5)$$

- Condição de fronteira natural, também conhecida por condição de Neumann, com fluxo prescrito (q_0) na fronteira Γ_q .

$$q = q_x n_x + q_y n_y = -k_x \frac{\partial T}{\partial x} n_x - k_y \frac{\partial T}{\partial y} n_y = q_0 \quad (2.6)$$

n_x e n_y são os cossenos diretores da normal à fronteira.

2.3 Curvas de incêndio nominais

Quando um elemento estrutural se encontra submetido a um carregamento mecânico e é simultaneamente sujeito a temperaturas elevadas (por exemplo, devido à ação do fogo), a degradação das propriedades mecânicas do material pode originar o seu colapso, por instabilidade, devido à diminuição da capacidade resistente. A temperatura correspondente ao último instante de equilíbrio designa-se por temperatura crítica.

De acordo com o Eurocódigo 3 Parte 1.2, o cálculo estrutural ao fogo pode ser feito através da utilização de tabelas de ensaios experimentais efetuados em fornos, por métodos avançados de cálculo e por métodos simplificados de cálculo. Este último é válido somente para elementos estruturais isolados, em que é desprezada a interação entre os mesmos.

A temperatura de incêndio θ_g pode ser dada em termos de curvas nominais temperatura - tempo ou sob a forma de curvas paramétricas. Os documentos em referência definem três curvas nominais:

- 1- Curva de incêndio padrão, ISO 834, com o tempo em unidades de minuto:

$$\theta_g = 20 + 345 \times \log_{10}(8t + 1) \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (2.7)$$

- 2- Curva de incêndio para elementos estruturais exteriores:

$$\theta_g = 20 + 660 \times \left(1 - 0,687 \times e^{-0,32t} - 0,31 \times e^{-3,8t}\right) \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (2.8)$$

- 3- Curva de incêndio para hidrocarbonetos:

$$\theta_g = 20 + 1080 \times \left(1 - 0,325 \times e^{-0,167t} - 0,675 \times e^{-2,5t}\right) \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (2.9)$$

Na Figura 2.1 são apresentadas as evoluções dos três tipos de curvas, onde se verifica a inexistência de uma fase de arrefecimento.

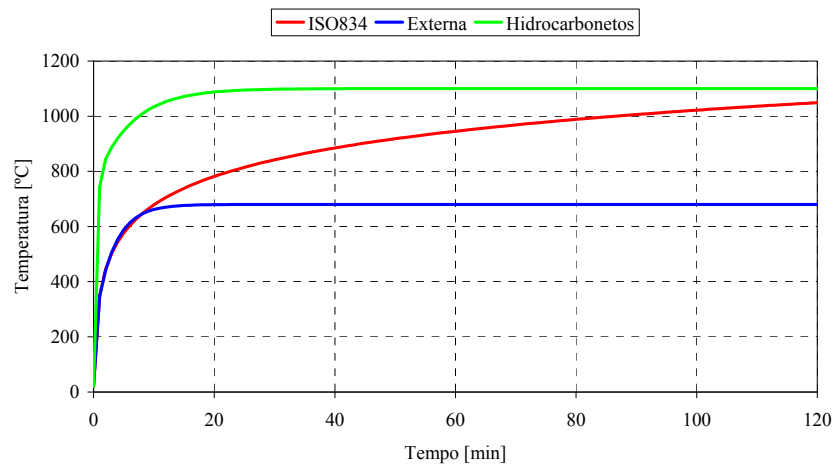


Figura 2.2 - Curvas de incêndio nominais.

O incêndio padrão é considerado como base de referência para estabelecer o conceito de “referência ao fogo regulamentar” dos elementos estruturais. A maior parte dos regulamentos de segurança contra incêndios, adota este conceito e estabelece os valores da resistência ao fogo dos elementos estruturais como sendo o tempo, durante o qual, estes

elementos desempenham as funções de suporte de carga para que foram projetados, quando sujeitos ao incêndio padrão (Vila Real, Paulo M M, 2003).

2.4 Curva de incêndio paramétricas

As curvas paramétricas são fornecidas no Eurocódigo 1, (CEN, 2002a), como anexo informativo. Elas distinguem-se das anteriores por possuírem fases de arrefecimento. As curvas paramétricas são válidas para compartimentos até 500 [m²] de área em planta, sem aberturas nos telhados e para uma altura máxima do compartimento de 4 [m]. Representam a evolução da temperatura média de um incêndio em compartimentos reais e são definidas principalmente em função da densidade de carga de incêndio. A densidade de carga de incêndio utilizada nos cálculos deve ser um valor de cálculo decorrente de medições ou, em casos especiais, baseado nos requisitos de resistência ao fogo constantes dos regulamentos.

As curvas paramétricas representam a evolução da temperatura média do gás de um incêndio em compartimentos reais, pelo que preconiza a existência de aberturas no compartimento e a densidade de carga de incêndio.

A curva dos gases de incêndio na fase de aquecimento é definida por:

$$\theta_g = 20 + 1325(1 - 0.324e^{-0.2t^*} - 0.204e^{-1.7t^*} - 0.472e^{-19t^*}) \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (2.10)$$

Na fase de arrefecimento a temperatura é determinada pelas expressões seguintes.

$$\begin{aligned} \theta_g &= \theta_{\max} - 625(t^* - t_{\max}^*), & t_{\max}^* &\leq 0.5 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ \theta_g &= \theta_{\max} - 250(3 - t_{\max}^*)(t^* - t_{\max}^*), & 0.5 &\leq t_{\max}^* \leq 02 \text{ [}^\circ\text{C]} \\ \theta_g &= \theta_{\max} - 250(t^* - t_{\max}^*), & t_{\max}^* &\geq 2 \text{ [}^\circ\text{C]} \end{aligned} \quad (2.11)$$

Nas equações anteriores t^* e t_{\max}^* representam tempos fictícios em horas, com o primeiro a ser definido por: $t^* = t \cdot \Gamma$, com $\Gamma = [O/b]^2 / (0,04/1160)^2$, e O e b a representar o fator de aberturas e um fator dependente das características térmicas da envolvente do compartimento ($\sqrt{\rho c \lambda}$). t_{\max}^* é determinado por $t_{\max}^* = (0.0002 q_{t,d} \cdot \Gamma) / O$, em que $q_{t,d}$ valor de calculo da densidade de carga de incêndio.

2.5 Curva de incêndio Natural

Na curva de incêndio natural, o incêndio identifica-se como sendo uma combustão incontrolada que para se desenvolver e completar as suas fases, necessita da presença de materiais combustíveis, ver Figura 2.3.

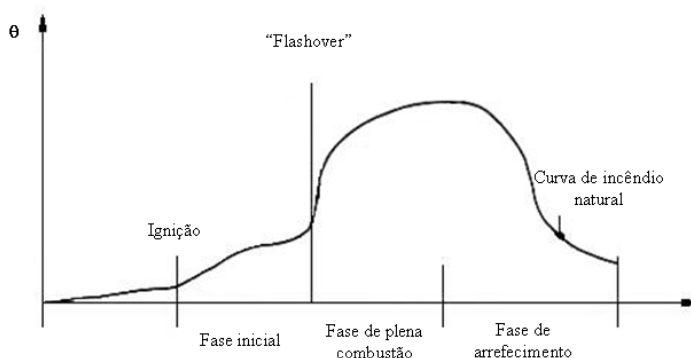


Figura 2.3 - Fases de um incêndio natural.

O início de um incêndio é marcado sempre pela ignição do material contido no ambiente. A ventilação do ambiente, a natureza, fonte da ignição, os fatores relacionados com as propriedades dos materiais envolvidos e o desempenho quando expostos a altas temperaturas (inflamabilidade, libertação de calor, propagação das chamas, entre outros) interagem na fase inicial. Após atingirem um nível suficiente de radiação, todos os materiais combustíveis do compartimento entram em ignição, envolvendo todo o compartimento, configurando desta forma, o ponto mais crítico do incêndio. A inflamação generalizada ou “Flashover” representa a transição entre a fase de aquecimento e a fase de queima. Durante a segunda fase, a temperatura eleva-se de forma brusca e o incêndio propaga-se rapidamente. A combustão pode ser controlada pela ventilação através da ausência de ar ou pode ser controlada pelas propriedades dos materiais combustíveis existentes no local. A queima dos materiais é determinada pela quantidade, porosidade e forma. O combate de um incêndio nesta fase torna-se mais difícil porque a energia térmica libertada é elevada, o que torna geralmente os recursos e esforços de combate insuficientes. A resistência do edifício ou a resistências do elemento estrutural é vital para prevenir o alastramento do fogo e o colapso estrutural no período posterior a esta fase. A terceira fase de um incêndio corresponde à sua extinção. Com a queima do combustível existente, não há fornecimento continuado de energia térmica para o ambiente. Desta forma, a temperatura desce e quebra-se a cadeia de elementos necessários à ocorrência do fogo (calor, combustível, comburente) conhecidos

como triângulo do fogo. Na fase final, poderá ser necessário avaliar a resistência residual dos materiais.

2.6 Segurança dos elementos estruturais sob a ação do fogo

O dimensionamento de estruturas e de elementos metálicos passa pela verificação da segurança em relação aos estados limites últimos, necessitando da combinação adequada das várias ações envolvidas. Exemplo das ações a ter em consideração são as ações acidentais, da qual faz parte a exposição da estrutura, ou parte da mesma, ao fogo.

Quando um elemento estrutural se encontra submetido a um carregamento mecânico e é simultaneamente sujeito a temperaturas elevadas, a degradação das propriedades mecânicas do material pode originar o seu colapso, por instabilidade, devido à diminuição da capacidade resistente. A temperatura correspondente ao último instante de equilíbrio designa-se por temperatura crítica.

O Eurocódigo 3 Parte 1.2 (CEN, 2005b) define o valor das propriedades mecânicas, para uma determinada temperatura, com base nas propriedades à temperatura ambiente, utilizando fatores de redução. A variação do limite de proporcionalidade, $f_{p,\theta}$, do módulo de elasticidade, $E_{a,\theta}$ e da tensão de cedência, $f_{y,\theta}$, com a temperatura, é representada na Figura 2.4.

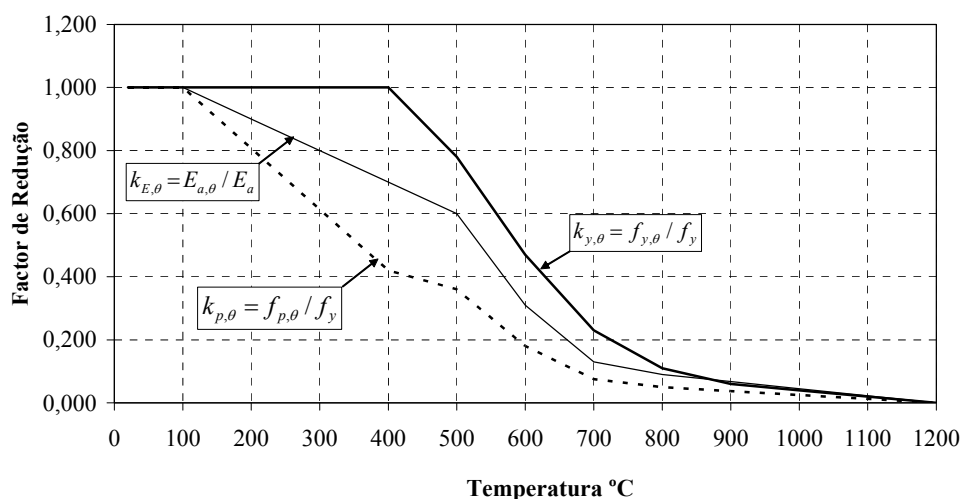


Figura 2.4 - Fatores de redução das propriedades mecânicas.

A resistência ao fogo de um elemento estrutural pode ser definida como o intervalo de tempo transcorrido desde o início de um incêndio normalizado, até ao momento em que o

elemento atinge a sua temperatura crítica. Isto é, a temperatura a partir da qual deixa de satisfazer as funções de suporte de cargas para que foi projetado, deixando de verificar a condição de segurança da inequação $E_{fi,d} \leq R_{fi,d,t}$. $E_{fi,d}$ representa o valor de cálculo dos efeitos das ações exercidas sobre o elemento, que no caso de uma situação de acidente deve ser determinado em função da seguinte combinação acidental, (CEN, 2002a).

$$\sum \gamma_{GA} G_k + \psi_{1,l} Q_{k,l} + \sum \psi_{2,i} Q_{k,i} + \sum A_d(t) \quad (2.12)$$

No caso da verificação de segurança de elementos de viga, $R_{fi,d,t}$ pode representar, por exemplo, o valor de cálculo do momento fletor resistente no instante t , $M_{b,fi,t,Rc}$ determinado segundo a metodologia apresentada na secção 2.7.

O Eurocódigo 3 parte 1.2, (CEN, 2005b), sugere que, para a verificação da resistência ao fogo, utilizando-se a curva de incêndio padrão ISO 834, é suficiente uma análise por elementos. A verificação da resistência ao fogo pode ser feita em três domínios diferentes. No domínio do tempo ($t_{fi,d} \geq t_{fi,requ}$), no domínio da resistência ($E_{fi,d,t} \leq R_{fi,d,t}$) no instante $t_{fi,requ}$ e no domínio da temperatura ($\theta_d \leq \theta_{cr,d}$) no instante $t_{fi,requ}$, (Vila Real, Paulo M M, 2003). Nestas inequações, $t_{fi,d}$ representa o valor de cálculo da resistência ao fogo, ou seja, a duração do incêndio padrão ISO 834 ou outro incêndio nominal, necessária para que o elemento de aço atinja a temperatura crítica, $t_{fi,requ}$ a resistência ao fogo requerida regulamentarmente, θ_d o valor de cálculo da temperatura do elemento e $\theta_{cr,d}$ o valor de cálculo da temperatura crítica do elemento.

A Figura 2.5, procura ilustrar estes três domínios de verificação da resistência e a relação existente entre eles. Está representada a evolução da temperatura θ_d do elemento estrutural, o efeito das ações $E_{fi,d,t}$, constante ao longo do tempo, a diminuição progressiva da resistência $R_{fi,d,t}$ e a temperatura crítica do elemento $\theta_{cr,d}$.

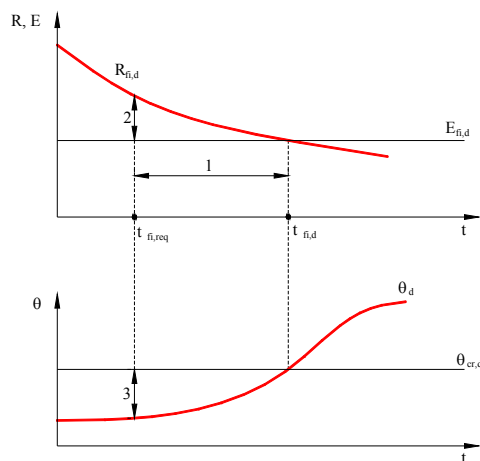


Figura 2.5 - Domínios de verificação de resistência ao fogo.

No domínio do tempo, ver intervalo 1, o valor de cálculo do tempo de resistência ao fogo, $t_{fi,d}$, deve ser superior ao tempo de resistência ao fogo requerido regulamentarmente. Em 2, o valor de cálculo dos efeitos das ações, $E_{fi,d}$, não pode ser superior à capacidade resistente em situação de incêndio, $R_{fi,d,t}$. Por último, em 3, o valor de cálculo da temperatura do elemento, θ_d , não pode ultrapassar o seu valor crítico, $\theta_{cr,d}$.

2.6.1 Domínio da resistência

A resistência ao fogo de um elemento estrutural pode ser definido como o intervalo de tempo transcorrido desde o início de um incêndio normalizado, até ao momento em que o elemento atinge a sua temperatura crítica, ou seja a temperatura a partir da qual deixa de satisfazer as funções de suporte da carga para que foi projetado, verificando a condição de segurança da inequação (2.13), (CEN, 2002a).

$$E_{fi,d} \leq R_{fi,d,t} \quad (2.13)$$

$E_{fi,d}$ representa o valor de projeto do efeito das ações exercidas sobre o elemento, que no caso de uma situação de acidente deve ser determinado em função da combinação acidental, ver a equação (2.12). O valor de cálculo da resistência é apresentado na secção 2.7 para o caso do estado limite ultimo de flexão e de encurvadura lateral.

2.6.2 Domínio da temperatura

Como alternativa ao ponto anterior, a verificação da resistência ao fogo pode ser feita no domínio da temperatura, estabelecendo-se que esta não ultrapasse a temperatura crítica, ver Figura 2.5.

Conforme representado na equação (2.13), o limite de segurança, $E_{fi,d} = R_{fi,d,t}$, ocorre para um determinado valor do fator de redução da tensão de cedência, $k_{y,\theta}$, relacionado com o valor da temperatura crítica, $\theta_{a,cr}$.

Considerando a relação entre o fator de redução da tensão de cedência, $k_{y,\theta}$ e a temperatura, adotando a nomenclatura $\mu_0 = k_{y,\theta}$, pode-se definir a temperatura crítica em função do grau de utilização, ver a equação (2.14), (CEN, 2005b).

$$\theta_{a,cr} = 39,19 \ln \left[\frac{1}{0,9674 \mu_0^{3,833}} - 1 \right] + 482 \quad (2.14)$$

O grau de utilização, μ_0 , é definido valor de calculo do efeito das ações e pela capacidade resistente no instante $t=0$, isto é, à temperatura ambiente mas calculada com as expressões a temperaturas elevadas.

$$\mu_0 = \frac{E_{fi,d}}{R_{fi,d,0}} \quad (2.15)$$

A equação (2.15) é válida quando a resistência, $R_{fi,d,t}$ é diretamente proporcional à tensão de cedência do aço, isto é, para elementos que não estejam sujeitos a fenómenos de instabilidade, para secções da Classe 1, Classe 2 e Classe 3.

Para elementos com secções transversais da Classe 4, que não sejam peças tracionadas, a temperatura crítica tem um valor constante de $\theta_{a,cr} = 350^\circ C$.

O cálculo da temperatura crítica para elementos sujeitos a fenómenos de instabilidade, como por exemplo a encurvadura em elementos comprimidos e a encurvadura lateral em elementos sujeitos a flexão, é um cálculo iterativo pois a equação (2.15) só fornece $\mu_0 = k_{y,\theta}$ independente da temperatura se a resistência do elemento for diretamente proporcional à

tensão de cedência do aço, como acontece nos elementos tracionados e nos elementos sujeitos a flexão simples sem risco de encurvadura lateral.

O cálculo da temperatura crítica para elementos sujeitos a fenómenos de instabilidade (elementos comprimidos por flexão sujeitos à encurvadura lateral) deverá ser um processo iterativo, uma vez que a resistência não é diretamente proporcional à tensão de cedência do aço.

2.6.3 Domínio do tempo

No domínio do tempo, o valor de cálculo do tempo resistente ao fogo segundo a curva de incêndio padrão ISO834, ou outra curva de incêndio nominal, que é o tempo necessário para que o elemento de aço atinja a temperatura crítica, deve ser inferior ao tempo requerido regulamentarmente. Se $t_{fi,d} \geq t_{fi,requ}$ o elemento tem resistência suficiente, caso contrário é necessário escolher um novo elemento ou protegê-lo com um material termicamente isolante.

A evolução da temperatura em elementos de aço expostos ao fogo é proporcional ao fator de massividade do elemento. O fator de massividade é uma característica do perfil que, para elementos sem proteção térmica é determinado pelo rácio entre o perímetro exposto ao fogo e a área da secção transversal A_m/V .

No caso de uma secção retangular de parede fina, o Eurocódigo 3 parte 1.2 admite uma distribuição uniforme da temperatura na secção transversal, pelo que o aumento da temperatura, $\Delta\theta_{a,t}$, de um elemento sem proteção ao fogo, durante um intervalo de tempo, Δt , é dado por (CEN, 2005b):

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net,d} \Delta t \quad (2.16)$$

em que k_{sh} representa o fator de correção para o efeito de sombra, A_m/V o fator de massividade do elemento não protegido, c_a o calor específico de aço e $\dot{h}_{net,d}$ o valor de

cálculo da densidade de fluxo de calor, dado pela equação (2.81). Este fluxo é dado pela soma da parcela devida à radiação e à convecção ($\dot{h}_{net,d} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r}$).

Para secções em I, sujeitas a curvas de incêndio nominais, o fator de correção para o efeito de sombra é dado por:

$$k_{sh} = 0,9 \cdot \frac{[A_m/V]_b}{[A_m/V]} \quad (2.17)$$

em que $[A_m/V]_b$ é o fator de massividade calculado como se o perfil tivesse proteção em caixão.

Para casos em que as secções tenham a forma convexa, por exemplo os perfis retangulares, quadrangulares e circulares, este parâmetro deve ser tomado como igual a 1,0.

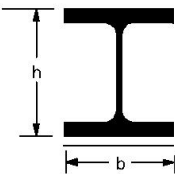
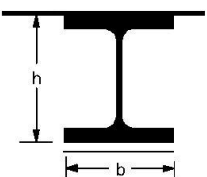
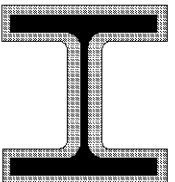
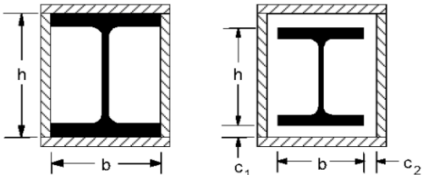
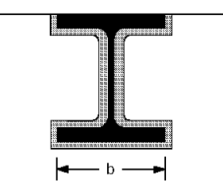
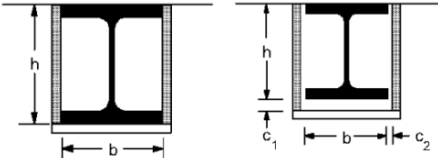
Para todos os outros tipos de secções, deve ser adotado o cálculo seguinte.

$$k_{sh} = \left[\frac{A_m}{V} \right]_b / \left[\frac{A_m}{V} \right] \quad (2.18)$$

O fator de massividade varia com as dimensões da secção transversal e com a sua exposição ao fogo, de acordo com o apresentado na Tabela 4.

A Figura 2.6 apresenta a variação da massividade para diferentes gamas de perfis e para uma exposição ao fogo por 3 e 4 lados. Para um perfil IPE100 exposto ao fogo em 4 lados, a massividade toma o valor de $[A_m/V] = 387 [m^{-1}]$ e $[A_m/V]_b = 300 [m^{-1}]$.

Tabela 4 - Fatores de massividade para elementos estruturais com e sem material proteção de contra incêndio.

Esquema	Descrição	Fator de massividade A_m/V
	Perfil não protegido e exposto em 4 faces	$\frac{\text{Perímetro exposto}}{A}$
	Perfil não protegido e exposto em 3 faces	$\frac{\text{Perímetro exposto}}{A}$
	Revestimento de contorno com espessura uniforme	$\frac{\text{perímetro do aço}}{A}$
	Revestimento em caixão com espessura uniforme ¹	$\frac{2(b+h)}{A}$
	Revestimento de contorno com espessura uniforme, exposto ao fogo em três lados	$\frac{\text{perímetro do aço} - b}{A}$
	Revestimento em caixão com espessura uniforme, exposto ao fogo em três lados ¹	$\frac{2h+b}{A}$

¹Normalmente as dimensões da folga c_1 e c_2 não devem exceder $h/4$.

Tabela 5.4 - Fatores de seção A_m/V para elementos estruturais com proteção de material contra incêndio.

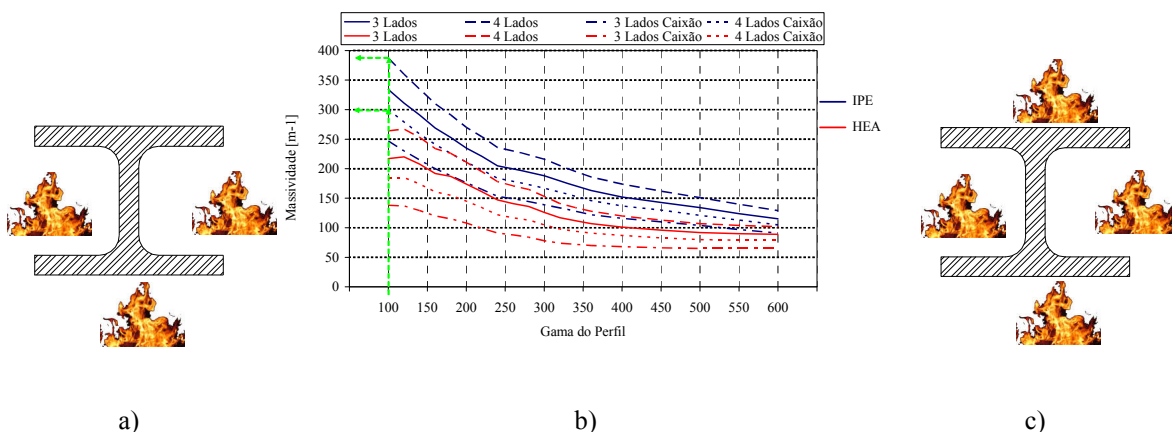


Figura 2.6 – a) Perfil exposto ao fogo em três lados. b) Massividade para diferentes gamas de perfis. c) Perfil exposto ao fogo em quatro lados

Na Figura 2.7 encontra-se representada a variação com o tempo da temperatura do aço, determinada pela equação (2.16), para distintos valores do fator de massividade e para uma exposição à curva de incêndio padrão ISO834

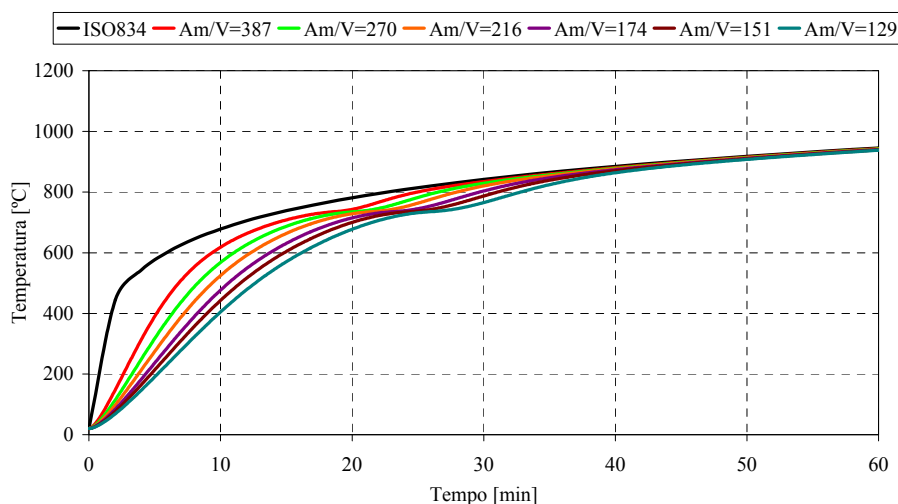
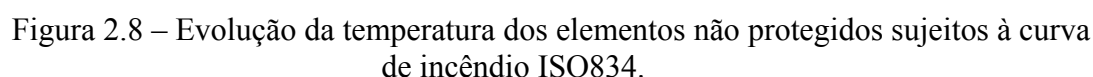


Figura 2.7 – Evolução da temperatura para diferentes valores de massividade do elemento sujeito ao fogo em 4 lados.

Como se pode verificar pelas figuras apresentadas, o tempo de resistência ao fogo diminui com o aumento do fator de massividade e com o número de faces expostas aos gases quentes do incêndio.

A Figura 2.8 apresenta a evolução da temperatura do aço dos perfis utilizados nos testes experimentais (IPE 100, SHS 100x100x4, CHS 101,6x4,05, LNP 100x50x8), sem proteção e sujeitos à curva de incêndio padrão ISO834. Na figura é possível verificar os valores de referência da temperatura crítica para três valores de referência do grau de utilização ($\mu_0=30\%$, $\mu_0=50\%$ e $\mu_0=70\%$). Para estas secções e os graus de utilização



A utilização de materiais de proteção passiva é um dos procedimentos adotados para dotar uma estrutura com a capacidade de resistência ao fogo exigida regulamentarmente. A temperatura crítica do elemento estrutural protegido é um dos parâmetros fundamentais de projeto e depende essencialmente das propriedades do material de proteção e da temperatura da sua envolvente.

A Figura 2.9 representa o modelo unidimensional de transferência de calor entre um elemento de aço protegido por uma camada de isolamento, de espessura d_p , e os gases do incêndio.

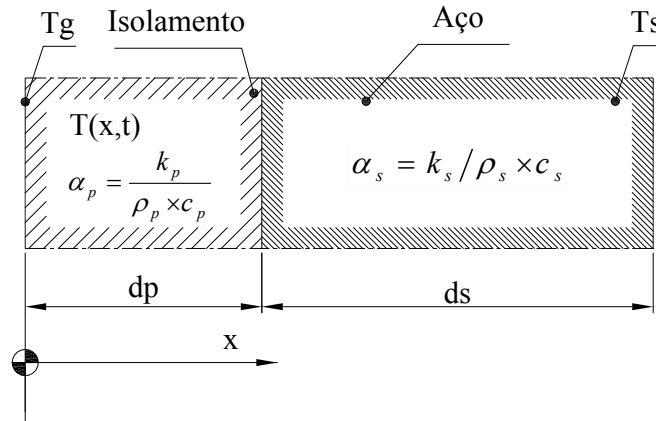


Figura 2.9 - Modelo unidimensional de transferência de calor.

O aumento de temperatura do elemento estrutural com proteção ao fogo pode ser calculado através da análise transiente da condução de calor no intumescente, expressa pela equação diferencial (2.19).

$$\frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha_p} \frac{\partial T(x,t)}{\partial t} \quad (2.19)$$

α_p representa a difusividade térmica da proteção ($= k_p / \rho_p c_p$), em que c_p representa o calor específico da proteção, k_p a condutividade da proteção e ρ_p a massa volúmica da proteção.

A solução da equação diferencial passa pela hipótese simplificativa da condição fronteira de Dirichlet na camada do intumescente em contacto com os gases do incêndio, $T(0,t) = T_g(t)$. A evolução da temperatura é dada pela curva de incêndio padrão ISO834, ver a equação (2.20), assumindo-se que a temperatura na superfície exterior da proteção é igual à temperatura dos gases do incêndio.

$$T_g = 20 + 345 \times \log_{10}(8t + 1) \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (2.20)$$

Wickström (Wickstrom, U., 1985) e Melinek e Thomas (1987) apresentaram expressões distintas que permitem o cálculo da temperatura em elementos com proteção ao fogo. No entanto, Wong e Ghajel (Wong, M. B. *et al*, 2003) verificaram a existência de uma elevada discrepância nos resultados das duas soluções quando são utilizados materiais de proteção ao fogo de elevada densidade, como é o caso do betão.

Segundo o EC3 (CEN, 2005b) o aumento da temperatura do aço protegido com um material de proteção ao fogo, ΔT_s , pode ser calculado pela equação (2.32), a qual é baseada na solução de Wickström.

$$\Delta T_s = \frac{k_p A_p / V (T_g - T_s)}{c_s \rho_s d_p \left(1 + \phi/3\right)} \Delta t - (e^{\phi/10} - 1) \Delta T_g \quad ; \Delta T_s \geq 0 \text{ e } \Delta T_g \geq 0 \quad (2.21)$$

Com $\phi = c_p \rho_p d_p / c_s \rho_s (V/A_p)$ e $\Delta t \leq 30s$ para elementos de aço protegidos. c_s e ρ_s representam o calor específico (J/Kg K) e a densidade (Kg/m³) do aço, respetivamente, ΔT_g o aumento da temperatura do gás ocorrido no intervalo Δt , T_g e T_s são a temperatura do gás e do aço, respetivamente (°C) e A_p/V o fator de massividade, perímetro/área da secção transversal, (m⁻¹).

No caso do material de proteção possuir uma capacidade térmica, $d_p A_p c_p \rho_p$, inferior a metade da capacidade térmica do aço, $V c_a \rho_a$, pode ser considerado um material leve, (Vila Real, Paulo M M, 2003). Quando tal acontece pode ser assumido $\phi = 0$ na equação (2.32), obtendo-se a Eq. (6), que fornece a temperatura para elementos com proteção leve.

$$\Delta T_s = \frac{A_p}{V} \frac{k_p}{d_p} \frac{(T_g - T_s)}{c_s \rho_s} \Delta t \quad (2.22)$$

Na Figura 2.10 é apresentado um ábaco com a evolução da temperatura no aço em função do tempo de resistência ao fogo para diferentes valores do fator de massividade modificado da secção, $(A_p/V)(k_p/d_p)$. Conhecendo o valor da condutividade térmica do material de proteção, este ábaco possibilita, ainda na fase de pré dimensionamento, o cálculo da espessura do material de proteção necessária para se atingir o tempo de resistência ao fogo pretendido.

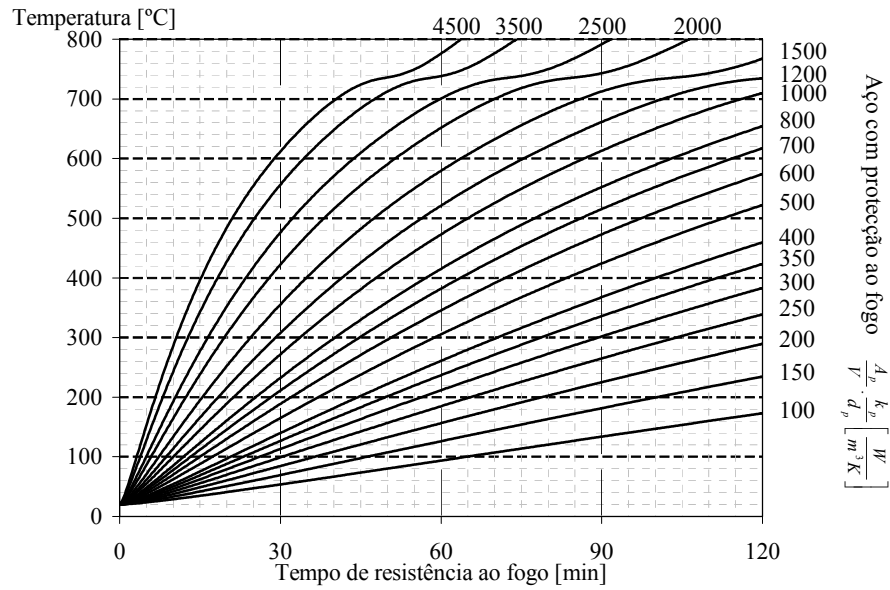
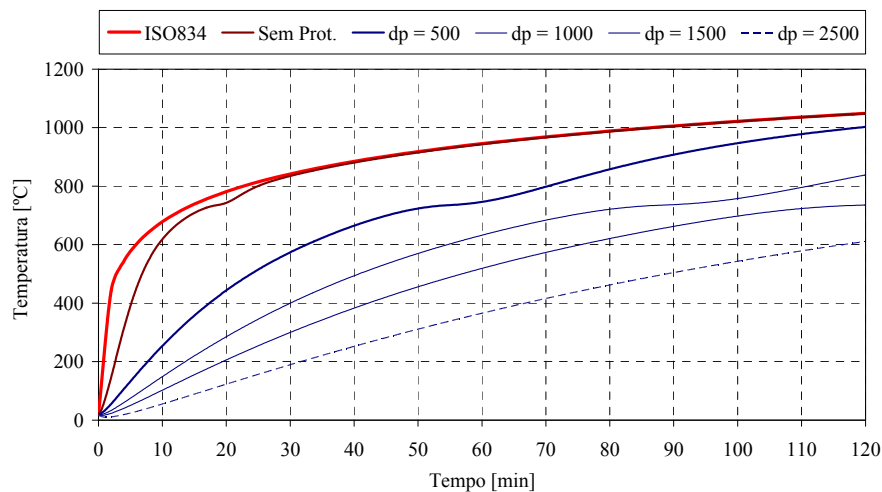
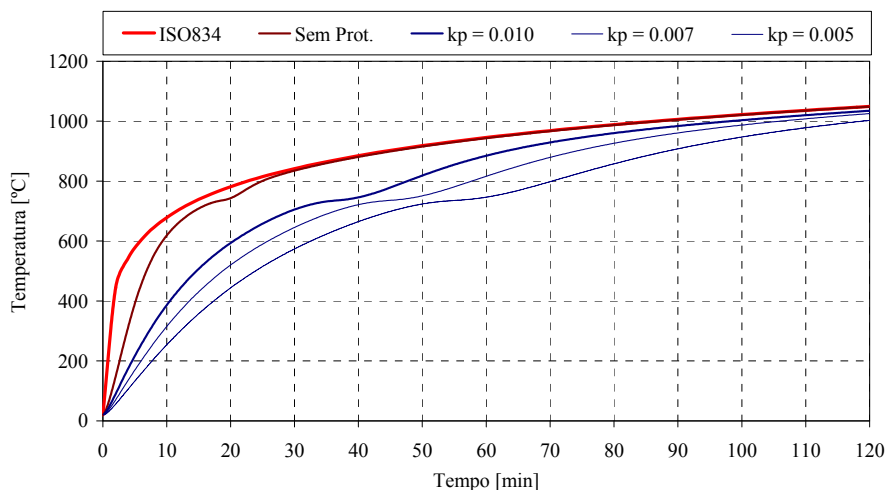


Figura 2.10 - Ábaco de verificação do tempo de resistência ao fogo.

A Figura 2.11 mostra a evolução da temperatura de um perfil IPE100, com um fator de massividade igual a $387 \text{ [m}^{-1}\text{]}$, submetido à curva de incêndio ISO834 e protegido com um material de proteção ao fogo de baixa condutividade, apresentando-se a influência da espessura da proteção e da condutividade térmica na proteção ao fogo. A espessura de proteção é considerada constante durante a ação do fogo, tendo sido considerados os valores $\rho_p = 1360 \text{ [kg/m}^3\text{]}$ e $c_p = 1000 \text{ [J/kg K]}$.



a) Influência da espessura de proteção, d_p , em $[\mu\text{m}]$, para uma condutividade de $k_p=0.005 \text{ [w/m}^\circ\text{C]}$.



b) Influência da condutividade do intumescente para uma espessura constante de $d_p=500$ [μm].

Figura 2.11 - Análise de um perfil IPE100 protegido com tinta intumescente.

As figuras anteriores mostram uma influência significativa da espessura de proteção e do valor da condutividade térmica do material de proteção na evolução da temperatura do perfil, e por consequência na sua temperatura crítica e tempo de resistência ao fogo.

Para o cumprimento do regulamento de segurança contra incêndios, o anexo nacional da norma NPEN1993-1.2 (IPQ, 2010) particulariza que, na ausência do cálculo da temperatura crítica e para elementos das classes 1, 2 e 3 utilizados em edifícios correntes com local de risco E, local de estabelecimento destinado a dormida para pessoas sem limitações, a temperatura do aço de elementos tracionados e vigas à flexão sem encurvadura lateral não deve ultrapassar os 525 [°C]. Para todos os restantes locais a temperatura do aço não deve ultrapassar os 540 [°C]. Para todas as restantes situações, incluindo elementos em que possa ocorrer fenómenos de instabilidade a temperatura limite deverá ser de 500 [°C].

2.7 Determinação da resistência de elementos estruturais de aço

2.7.1 Estado limite último de flexão

A verificação de segurança de um elemento estrutural submetido a uma solicitação de flexão é estabelecida na EN1993-1-1 (CEN, 2005a), em função do valor de cálculo do momento fletor atuante M_{Ed} . Para esta condição de carga a verificação de segurança em relação a este estado limite último deve verificar a seguinte condição.

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} \leq 1,0 \quad (2.23)$$

$M_{c,Rd}$ representa o valor de cálculo do momento resistente e depende da classe da secção transversal de acordo com as expressões seguintes:

$$\begin{aligned} M_{c,Rd} &= M_{pl,Rd} = W_{pl} \frac{f_y}{\gamma_{M0}}, \quad \text{para as classes 1 e 2} \\ M_{c,Rd} &= M_{el,Rd} = W_{el,min} \frac{f_y}{\gamma_{M0}}, \quad \text{para a classe 3} \\ M_{c,Rd} &= W_{eff,min} \frac{f_y}{\gamma_{M0}}, \quad \text{para a classes 4} \end{aligned} \quad (2.24)$$

Nestas expressões W_{pl} representa o valor do módulo de resistência plástica da secção, W_{el} representa o valor do módulo de resistência elástica à flexão na fibra da secção com tensão elástica máxima e W_{eff} representa o valor do módulo efetivo de resistência à flexão para secções de classe 4, determinado segundo a EN 1993-1-5, (CEN, 2006).

A resistência da secção de uma viga à flexão, em condições de incêndio, considerando uma distribuição de temperaturas uniforme em todo o elemento, deverá ser determinada por (CEN, 2005b):

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{y,\theta} [\gamma_{M,0}/\gamma_{M,fi}] M_{Rd} \quad (2.25)$$

M_{Rd} representa o valor do momento plástico resistente, para secções de classe 1 e 2, à temperatura ambiente, $k_{y,\theta}$ corresponde ao fator de redução da tensão de cedência do aço à temperatura θ_a no instante t .

2.7.1 Estado limite último de encurvadura lateral torsional

O trabalho experimental conduzido em perfis à escala real à temperatura ambiente e a temperaturas elevadas é conduzido através de uma solicitação de flexão em três pontos, sem que o elemento estrutural esteja restringido lateralmente ao longo do seu comprimento. Este tipo de solicitação pode provocar, verificando-se com maior incidência nas secções IPE e cantoneiras L analisadas, o fenómeno de instabilidade de encurvadura lateral torsional.

A metodologia de verificação de segurança à encurvadura para secções não restringidas lateralmente e solicitadas na segundo o eixo principal de maior inércia é apresentada em EN1993-1-1 (CEN, 2005a). Para a verificação de segurança de secções de revolução e secções ocas não são considerados os fenómenos de encurvadura. Nestas situações dever-se-á verificar a condição:

$$\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}} \leq 1,0 \quad (2.26)$$

O momento resistente de elementos sujeitos à encurvadura lateral, $M_{b,Rd}$, com secção reta da classe 1 e 2, deverá ser calculado a partir da expressão (2.27).

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} \cdot W_{pl,y} \cdot f_y / \gamma_{M1} \quad (2.27)$$

$W_{pl,y}$ representa o valor do módulo plástico, f_y o valor da tensão de cedência e χ_{LT} o fator de redução para a encurvadura lateral. Para o cálculo deste fator a norma EN 1993-1-1 (CEN, 2005a), apresenta um caso geral e um caso particular para secções laminadas ou soldadas equivalentes. A principal diferença entre estes, reside no facto de o caso geral ser mais conservador, tratando-se de um método genérico de análise. No caso geral, o fator de redução deve ser determinado por:

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + [\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2]^{0.5}}, \text{ com } \chi_{LT} \leq 1,0 \quad (2.28)$$

O coeficiente ϕ_{LT} depende do fator de imperfeição, α_{LT} , que diferencia as várias curvas de encurvadura existentes, é determinado pela equação seguinte.

$$\phi_{LT} = \frac{1}{2} [1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0.2) + \bar{\lambda}_{LT}^2] \quad (2.29)$$

A esbelteza adimensional $\bar{\lambda}_{LT}$ pode ser determinada através de uma das possíveis expressões seguintes.

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{W_{pl,y} f_y / M_{cr}} \quad (2.30)$$

M_{cr} representa o valor do momento crítico elástico, que depende das propriedades simétricas da secção, do caso de carga considerado e das restrições existentes nos apoios.

No caso de perfis de secção laminada a quente, ou secções soldadas equivalentes do tipo I, o cálculo do coeficiente de redução, χ_{LT} , é determinado por:

$$\chi_{Lt} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \beta \bar{\lambda}_{LT}^2}}, \quad \text{com } \chi_{Lt} \leq 1,0 \wedge \chi_{Lt} \leq \frac{1}{\bar{\lambda}_{LT}^2} \quad (2.31)$$

Sendo:

$$\Phi_{LT} = \frac{1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - \bar{\lambda}_{LT,0}) + \beta \bar{\lambda}_{LT}^2}{2} \quad (2.32)$$

O fator de imperfeição, α_{LT} , é determinado de igual modo de acordo com as curvas de encurvadura, mas definidas para este caso particular de secções laminadas. O valor recomendado para o limite de esbelteza adimensional, $\bar{\lambda}_{LT,0}$, e para o fator β , é de 0.4 e 0.75, respetivamente.

O coeficiente de redução pode ainda ser corrigido em função do efeito favorável do diagrama de momentos por comparação com o caso de flexão uniforme. Esta correção é definida por:

$$\chi_{LT,mod} = \frac{\chi_{LT}}{f} \left(\chi_{Lt} \leq 1,0 \wedge \chi_{Lt} \leq \frac{1}{\bar{\lambda}_{LT}^2} \right) \quad (2.33)$$

O parâmetro f pode ser calculado através da expressão seguinte.

$$f = 1 - 0,5(1 - k_c) \left[1 - 2,0(\bar{\lambda}_{LT} - 0,8)^2 \right] \quad (f \leq 1,0) \quad (2.34)$$

O fator de correção k_c é determinado em função do diagrama de momentos fletores. Para uma distribuição de momentos triangular, com valor nulo dos apoios, k_c assume o valor igual a 0,86.

Para determinação do momento crítico das vigas com dupla simetria, caso da secção IPE 100, foi utilizada uma formulação presente na pré-norma ENV1993-1-1, (CEN, 1992). Esta versão inicial do Eurocódigo apresenta uma equação para o cálculo do momento crítico de secções monossimétricas definida pela equação seguinte.

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 E I_z}{(k l)^2} \left\{ \left[\left(\frac{k}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(k l)^2 G I_t}{\pi^2 E I_z} + [C_2 z_g]^2 \right]^{0,5} - C_2 z_g \right\} \quad (2.35)$$

Na equação anterior, E representa o módulo de elasticidade do material, l representa o comprimento efectivo do elemento, I_z representa o momento de inércia do eixo de menor resistência, I_w representa a constante de torção, I_t representa a constante de empenamento, K representa o coeficiente redutor do comprimento efetivo, que pode ser tomado como 1 neste caso prático, k e k_w podem neste caso ser tomados como igual à unidade, z_g representa a coordenada do ponto de aplicação da carga na secção transversal, medida a partir do centro geométrico, C_1 e C_2 são coeficientes dependentes das condições fronteira e do caso de aplicação de carga no elemento. Para o caso particular dos ensaios experimentais realizados os valores adotados são: $C_1 = 1,565$ e $C_2 = 1,267$.

A determinação do momento crítico de secções assimétricas como é o caso das cantoneiras, secções LNP 100x50x8, seguiu as especificações dos estudos de Trahair (Trahair, N.S., 1993). Este autor apresenta uma metodologia de cálculo do momento crítico definida pela equação (2.36), em função do valor da constante de monossimetria da secção β_u .

$$M_{cr} = M_{vx} \alpha_m \left\{ \left[1 + \left(\frac{0,4 \alpha_m f_3 \beta_u P_v}{2 M_{vx}} \right)^2 \right]^{0,5} + \frac{0,4 \alpha_m f_3 \beta_u P_v}{2 M_{vx}} \right\} \quad (2.36)$$

Para o caso de vigas à flexão M_{vx} representa o valor de momento crítico considerando a viga como uma secção duplamente simétrica e sujeita a flexão uniforme.

$$M_{vx} = \left\{ \frac{\pi^2 E I_v}{L^2} \left[G I_t + \frac{\pi^2 E I_w}{L^2} \right] \right\}^{0,5} \quad (2.37)$$

Em que, E representa o módulo de elasticidade do material, l representa o comprimento efetivo do elemento, I_v representa o momento de inércia do eixo de menor

resistência, I_t representa a constante de torção, I_w representa a constante de empenamento, G representa o módulo de distorção do material, f_3 é uma constante de valor igual a: $\frac{\pi^2}{8} - \frac{1}{2} \cong 0,73$ e P_v representa a carga de Euler segundo o eixo de menor inércia. α_m representa um coeficiente determinado pelo caso de carga do elemento. Para o caso de flexão por três pontos assume o valor de 1,35.

β_u é a constante da monossimetria da secção e é definido por:

$$\beta_u = \frac{1}{I_u} \int_A v(u^2 + v^2) dA - 2v_0 \quad (2.38)$$

A determinação dos coeficientes de Wagner segundo os eixos centrais principais de inércia, envolve a análise de secções elementares não alinhadas, pelo que adotou uma aproximação discreta destes integrais apresentada por Mohri et al, (Mohri, F. *et al*, 2001). O cálculo detalhado destes coeficientes e a sua aplicação à secção em estudo é apresentada no trabalho de Roque (Roque, S., 2011).

A verificação de segurança à encurvadura lateral torsional em caso de incêndio deve considerar a resistência do aço em função da temperatura. No caso de elementos de viga das classes 1 e 2, $R_{f_i,d,t}$ representa o valor de cálculo do momento fletor resistente no instante t , $M_{b,f_i,t,Rd}$, sem constrangimentos laterais, devendo este ser determinado pela equação (2.39), (CEN, 2005b).

$$M_{b,f_i,t,Rd} = \chi_{LT,f_i} W_{pl,y} k_{y,\theta,com} f_y / \gamma_{M,f_i} \quad (2.39)$$

χ_{LT,f_i} é o fator de redução para a encurvadura lateral torsional na situação de fogo e $k_{y,\theta,com}$ o fator de redução da tensão de cedência do aço para a máxima temperatura no banzo à compressão, $\theta_{a,com}$, no instante t .

O valor de χ_{LT,f_i} deve ser determinado de acordo com a seguinte expressão.

$$\chi_{LT,fi} = \frac{1}{\phi_{LT,\theta,com} + \sqrt{[\phi_{LT,\theta,com}]^2 - [\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}]^2}} \quad (2.40)$$

Com

$$\phi_{LT,\theta,com} = \frac{1}{2} \left[1 + \alpha \bar{\lambda}_{LT,\theta,com} + (\bar{\lambda}_{LT,\theta,com})^2 \right] \quad (2.41)$$

$$\alpha = 0.65 \sqrt{235/f_y} \quad (2.42)$$

A esbelteza adimensional é dada por,

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com} = \bar{\lambda}_{LT} \left[k_{y,\theta,com} / k_{E,\theta,com} \right]^{0,5} \quad (2.43)$$

Em que $k_{E,\theta,com}$ é o fator de redução do módulo de elasticidade para a máxima temperatura atingida no banzo à compressão, $\theta_{a,com}$, no instante t . O valor de $\bar{\lambda}_{LT}$ é obtido pelo Eurocódigo 3 Parte 1.1, segundo a equação (2.30).

Esta verificação de resistência resulta em valores demasiado conservadores por não considerar o efeito da variação do diagrama de momentos, conforme já apresentado no caso da verificação de segurança à temperatura ambiente, (Vila Real, P.M.M. *et al*, 2004). Estes autores propõem uma correção à expressão do EN 1993-1-2, (CEN, 2005b) para determinação da resistência de vigas sujeitas à ação do fogo, considerando o valor de $\chi_{LT,fi}$, definido expressão seguinte.

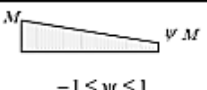


$$\chi_{LT,fi,mod} = \chi_{LT,fi} / f_{fi} \quad (\chi_{LT,fi,mod} \leq 1) \quad (2.44)$$

Em que f_{fi} depende do tipo de carregamento e define-se por:

$$f_{fi} = 1 - (0,5 - k_c) \quad (2.45)$$

Sendo k_c um fator de correção que varia com o diagrama de momentos, conforme apresentado na Tabela 5. Para o diagrama de momentos bitriangular este fator toma o valor de 0.79 e será unitário para os diagramas não apresentados na tabela.

Tabela 5 - Valores do fator de correção, k_c , propostos por (Vila Real, P.M.M. *et al*, 2004).

	Distribuição de momentos	Classes da secção 1, 2 e 3
		k_c
A	 $-1 \leq \psi \leq 1$	$0.6 + 0.3\psi + 0.15\psi^2$ mas $k_c \leq 1$
B		0.79
C		0.91

2.8 Conclusões

A normalização Europeia (CEN, 2002a) e o Regulamento Técnico de Segurança contra Incêndio em Edifícios (Portaria n.º1532/2008 de 29 de Dezembro, 2008) permitem a verificação de segurança e de resistência ao fogo através de curvas paramétricas que, para além de outros fatores, consideram a densidade de carga de incêndio e as aberturas presentes no compartimento de incêndio. Estas curvas permitem ter uma previsão mais realista da evolução da temperatura do ar interior do compartimento, permitindo inclusive determinar a evolução da temperatura durante a fase de arrefecimento. No entanto, a utilização destas curvas ainda não é corrente, principalmente devido às limitações da sua aplicabilidade, mas também devido à generalização da curva de incêndio padrão ISO834. A normalização de segurança contra incêndios especifica a resistência mínima dos elementos estruturais de edifícios baseada numa exposição à curva de incêndio padrão.

Este capítulo apresentou a metodologia de verificação de segurança dos elementos estruturais em condições de temperatura ambiente e a temperaturas elevadas. Em condições de incêndio, esta verificação de segurança pode ser realizada nos domínios da resistência, da temperatura ou do tempo.

A metodologia de cálculo da evolução da temperatura dos elementos de aço não protegidos considera os mecanismos de transferência de calor por convecção e radiação entre a temperatura dos gases do compartimento de incêndio e a superfície exposta do aço. Já no caso da equação apresentada para a determinação da temperatura dos elementos protegidos com um material de proteção ao fogo, considera a temperatura da superfície do material de proteção igual à temperatura dos gases do compartimento. Adicionalmente, embora a equação seja aplicada através de um processo incremental no tempo, é baseada no

pressuposto de que as propriedades do material de proteção são constantes, limitando a sua aplicação a materiais sem mudança de estado, não reativos e cuja espessura de proteção seja constante durante toda a exposição ao fogo.

Relativamente à verificação de segurança das secções IPE 100 e LNP 100x50x8, deve-se tomar em consideração o fenómeno de instabilidade por encurvadura lateral torsional no cálculo do grau de utilização. No caso das secções SHS 100x100x4 e CHS 101,6x4,05, e por não serem suscetíveis de atingir o colapso por encurvadura, conforme se poderá verificar pelos resultados experimentais, a resistência à flexão é determinada pela resistência da secção transversal.

Capítulo 3: Análise cinética da decomposição térmica das tintas intumescentes e seus componentes

3.1 Introdução

A modelação matemática da fase sólida das tintas intumescentes é um método essencial para a determinação dos mecanismos químicos e físicos que influenciam o seu comportamento sob a ação do fogo. Estes mecanismos de decomposição térmica têm que ocorrer sequencialmente, de forma sinérgica, a temperaturas ou tempos específicos de modo a maximizar o desempenho da proteção. Este está diretamente relacionado com a composição da tinta e respetivo peso mássico na formulação que determinam a temperatura e o tempo a que se inicia a carbonização e a intumescência. A metodologia mais utilizada para o estudo do comportamento global das tintas intumescentes é a realização de testes experimentais de termogravimetria para medição do peso residual da matéria sólida de tinta.

A termogravimetria (TG) permite o registo simultâneo da perda de massa e da variação de temperatura de uma amostra exposta a variação de temperatura pré-programada. Em geral, as balanças térmicas podem trabalhar até taxas de aquecimento de 100 [°C/min], mas para minimizar os gradientes térmicos existentes entre a amostra e o termopar de referência, os estudos cinéticos são desenvolvidos em taxas de aquecimento até 40 [°C/min]. Para eliminar completamente o problema da transferência de calor para a amostra, a temperatura desta é considerada igual à da atmosfera que a envolve. A massa da amostra é constituída por algumas mg e em geral tem menos de 20 [mg].

3.2 Testes de termogravimetria

Os testes de termogravimetria foram realizados no analisador NETZSCH TG 209 F1 existente no LEPAE, Universidade do Porto. As amostras, de tinta A e tinta B, com uma massa inicial entre 5.061 e 6.006 [mg] foram sujeitas a taxas de aquecimento constantes de $B=5, 10, 15, 25$ [$^{\circ}\text{C}/\text{min}$], desde uma temperatura inicial de 20 [$^{\circ}\text{C}$] até 950 [$^{\circ}\text{C}$], mantendo-se constante após atingir esta temperatura, $T = T_0 + B.t$. Foi utilizada uma atmosfera de ar com um caudal de ar de 30 [ml/min] e para efeitos de comparação, realizado um teste de cada tinta em atmosfera de nitrogénio para uma taxa de aquecimento de 25 [$^{\circ}\text{C}/\text{min}$].

Os resultados dos testes são apresentados na Figura 3.1 à Figura 3.5, verificando-se uma perda de massa, apresentada em relação à massa inicial, com a variação da temperatura. Ambas as tintas apresentam uma ligeira perda de massa no intervalo de temperatura 100 - 150 [$^{\circ}\text{C}$], devida, provavelmente, a alguma água residual existente nas amostras. Devido à sua baixa contribuição, esta evaporação de água não é considerada na perda de massa total.

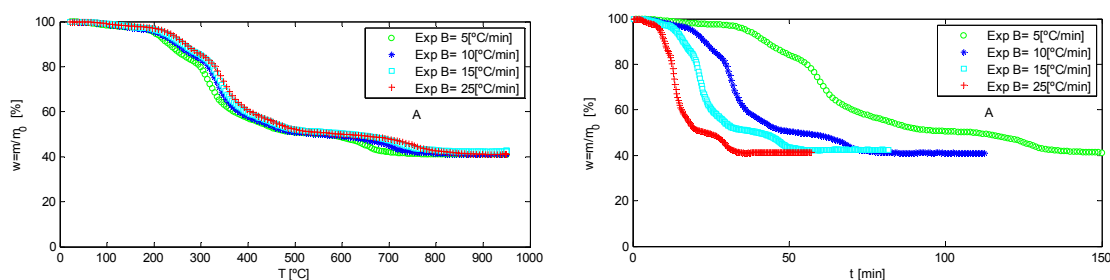


Figura 3.1 - Curvas TG da tinta A para diferentes taxas de aquecimento em atmosfera de ar.

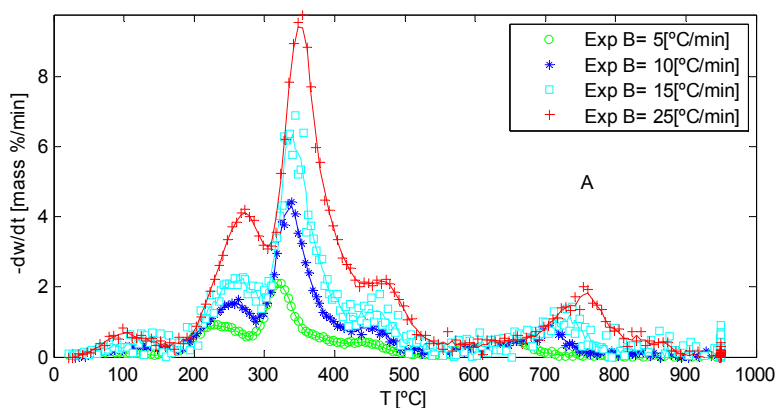


Figura 3.2 - Curvas experimentais DTG da tinta A e respetiva suavização com uma média móvel de 4 pontos para diferentes taxas de aquecimento em atmosfera de ar em função da temperatura.

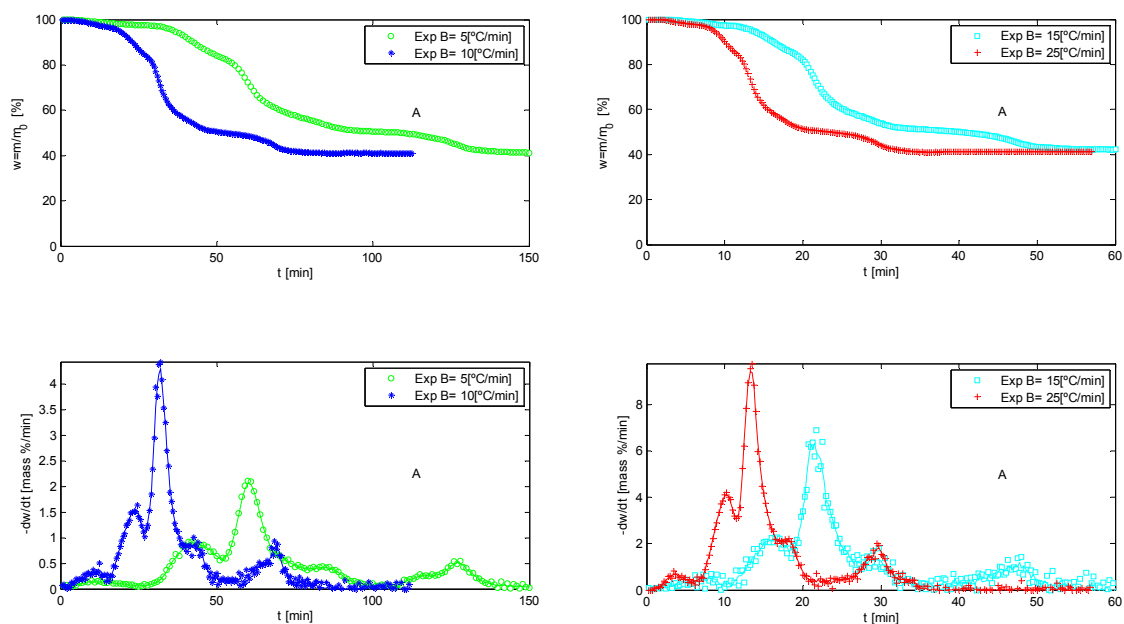


Figura 3.3 - Curvas experimentais TG e DTG com suavização com uma média móvel de 4 pontos da tinta A para diferentes taxas de aquecimento em atmosfera de ar em função do tempo.

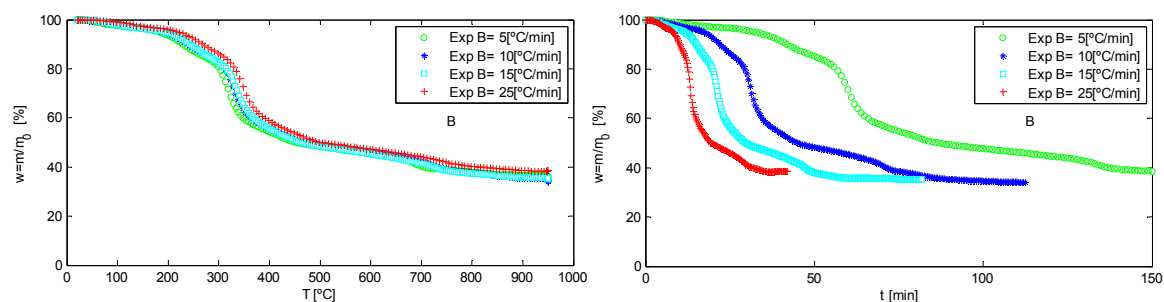


Figura 3.4 - Curvas TG da tinta B para diferentes taxas de aquecimento em atmosfera de ar.

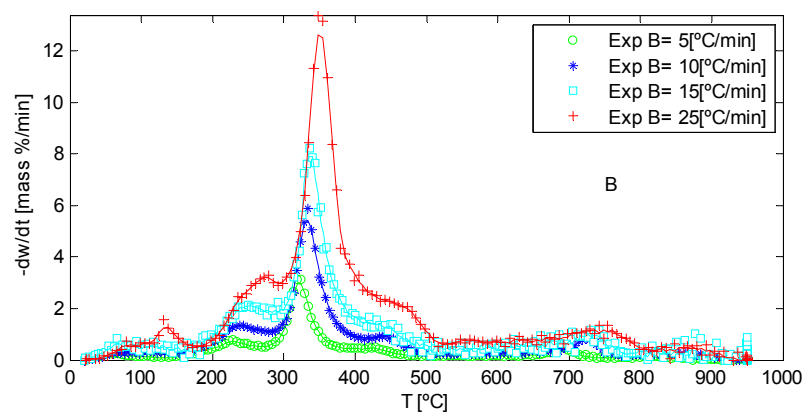


Figura 3.5 - Curvas experimentais DTG da tinta B e respectiva suavização com uma média móvel de 4 pontos para diferentes taxas de aquecimento em atmosfera de ar em função da temperatura.

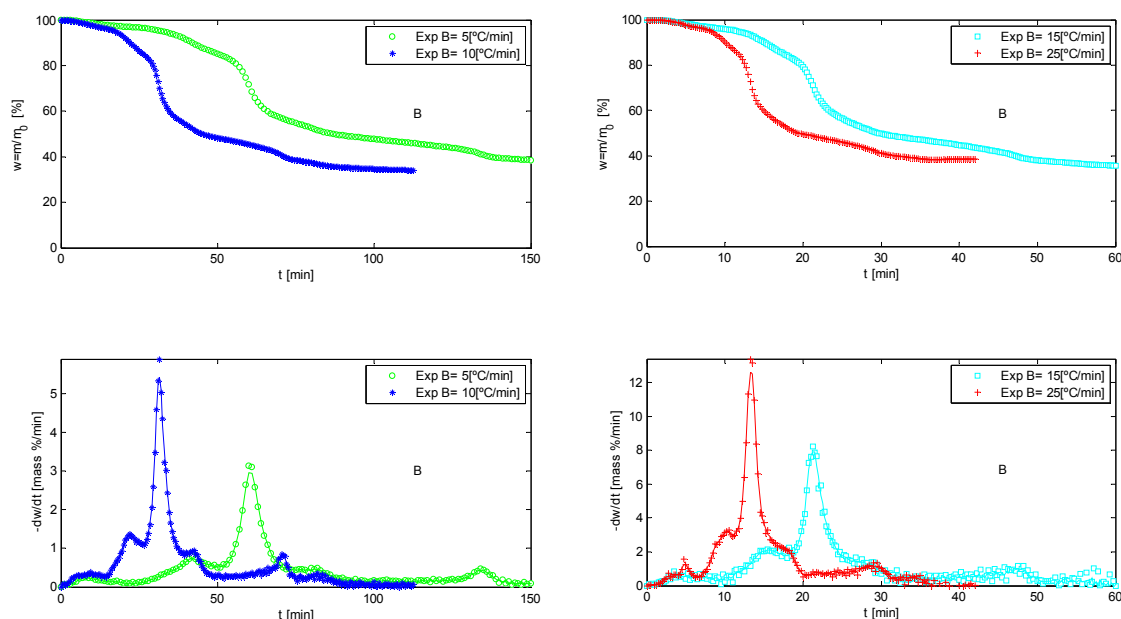


Figura 3.6 - Curvas experimentais TG e DTG com respetiva suavização com uma média móvel de 4 pontos da tinta B para diferentes taxas de aquecimento em atmosfera de ar em função do tempo.

Os resultados dos testes TG em simultâneo com as curvas DTG mostram a presença de vários picos indicando a existência de várias reações no processo de decomposição definido por quatro etapas.

A primeira etapa ocorre na gama de temperaturas associada à fusão do PER e a sua reação com o APP, posteriormente dá-se a segunda etapa com a degradação do polímero, início da formação dos componentes carbonosos, caracterizados por estruturas complexas de APP/PER/Mel, e decomposição da melamina. Na terceira etapa ocorre a cisão das cadeias do polieno resultando a decomposição da matéria carbonosa e por fim a oxidação desta na quarta etapa.

A análise das curvas TG mostra um valor médio do resíduo carbonoso de 41.37% e 35.89%, com um desvio padrão de 0.72% e 1.89%, para a tinta A e B, respetivamente.

As temperaturas em que ocorre a máxima taxa de variação de massa, T_{\max} , apresentadas na Tabela 6 e Tabela 7, foram obtidas pela análise das curvas DTG. As mesmas mostram um deslocamento dos picos para temperaturas mais elevadas com o aumento da taxa de aquecimento.

Tabela 6 - Temperaturas de inflexão (T), perda de massa (WL) e fração decomposta (α) das várias etapas de decomposição da tinta A.

Tinta A	Etapa 1			Etapa 2			Etapa 3			Etapa 4		
	T _{max} [°C]	WL [%]	α [%]	T _{max} [°C]	WL [%]	α [%]	T _{max} [°C]	WL [%]	α [%]	T _{max} [°C]	WL [%]	α [%]
5 [°C/min]	224,125	8,63	14,6	319,218	27,70	46,8	439,210	46,13	77,9	659,360	55,90	94,4
10 [°C/min]	263,441	12,28	20,8	338,440	29,16	49,5	443,47	45,77	76,2	703,774	55,48	94,1
15 [°C/min]	268,999	11,22	19,5	344,033	28,03	48,6	464,003	45,98	79,8	738,128	55,23	95,8
25 [°C/min]	272,843	10,88	18,5	354,199	28,87	49,1	472,706	46,08	78,4	754,540	55,05	93,7

Tabela 7 - Temperaturas de inflexão (T), perda de massa (WL) e fração decomposta (α) das várias etapas de decomposição da tinta B.

Tinta B	Etapa 1			Etapa 2			Etapa 3			Etapa 4		
	T _{max} [°C]	WL [%]	α [%]	T _{max} [°C]	WL [%]	α [%]	T _{max} [°C]	WL [%]	α [%]	T _{max} [°C]	WL [%]	α [%]
5 [°C/min]	229,121	10,16	15,8	319,117	28,46	44,3	429,235	48,45	75,5	689,391	58,88	91,7
10 [°C/min]	238,325	9,87	15,0	333,366	29,89	45,3	443,554	48,16	73,0	723,818	59,37	90,0
15 [°C/min]	250,157	10,95	16,9	336,505	28,99	44,5	449,117	48,96	75,6	730,683	60,33	93,2
25 [°C/min]	279,077	11,39	18,5	347,978	27,40	44,6	473,037	48,29	78,5	754,485	58,34	94,8

A comparação dos resultados dos testes conduzidos em ambiente de ar e N₂, permite confirmar que o oxigênio desempenha um papel fundamental na definição do mecanismo de decomposição das duas tintas, desaparecendo a quarta etapa de decomposição. Esta ocorre no intervalo de temperaturas de 700-800[°C]. A etapa quatro é caracterizada por um processo oxidativo com perda de massa, existindo uma transformação da estrutura do material carbonoso com libertação de gases. A evidência dos ensaios experimentais conduzidos no calorímetro de cone e no forno de resistência ao fogo permitem aferir que esta etapa é responsável pela existência de uma regressão da expansão do intumescente, após atingir a expansão máxima, e por uma alteração da cor da camada carbonosa de preto para branco.

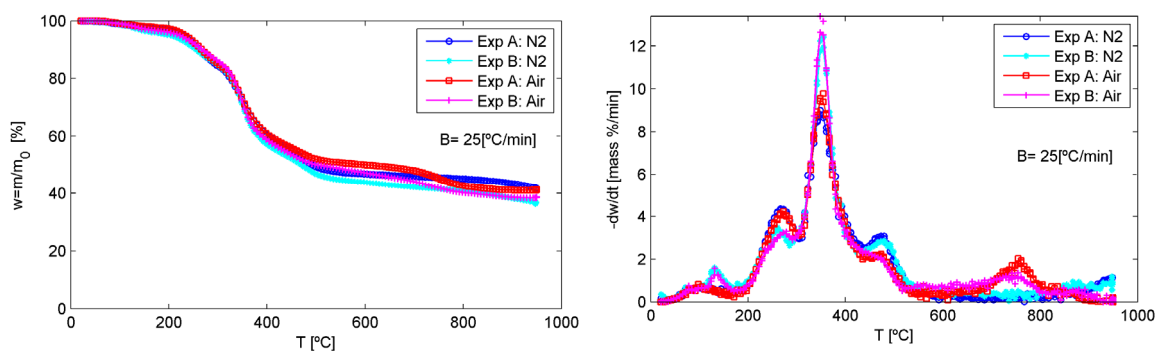


Figura 3.7 - Comparação das curvas TG e DTG em atmosfera de ar e N₂ para uma taxa de aquecimento 25 [°C/min].

3.3 Testes de calorimetria diferencial de varrimento (DSC)

Foram realizados testes de calorimetria diferencial de varrimento (DSC) aos componentes principais das tintas, MEL e PER mais APP, e às duas tintas em estudo, em ambiente inerte e cadinho fechado, com uma taxa de aquecimento de 5 [°C/min]. Os resultados são apresentados na Figura 3.8 e na Figura 3.9, nas quais os picos ascendentes representam reações exotérmicas e os descendentes endotérmicas.

A análise DSC da melamina mostra um início da degradação próximo dos 300 [°C], e um valor de pico aos 355 [°C]. A mistura do pentaeritritol com o polifosfato de amónio é caracterizada pela fusão do APP e transformação da estrutura cristalina do PER entre os 180-190 [°C], aos 250 [°C] ocorre a fusão do PER e posteriormente aos 300 [°C], com um valor de pico de 325 [°C], dá-se a reação química do APP com o PER correspondendo à formação do resíduo carbonoso.

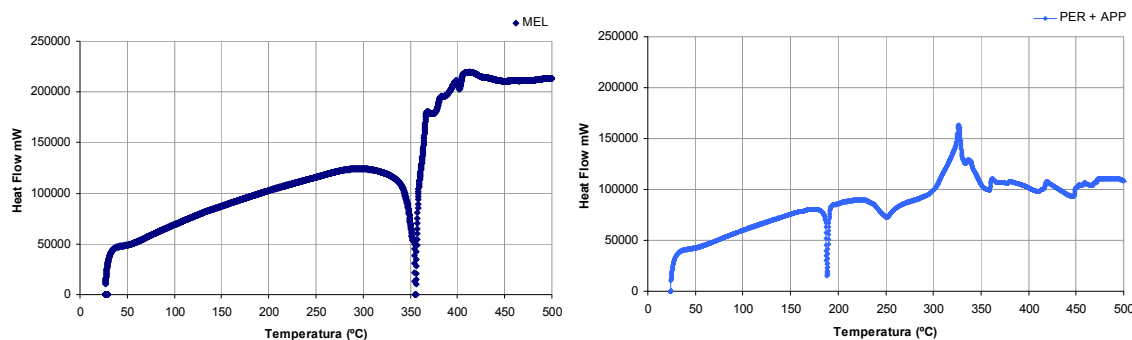


Figura 3.8 – Análise DSC da melamina e do pentaeritritol com o polifosfato de amónio.

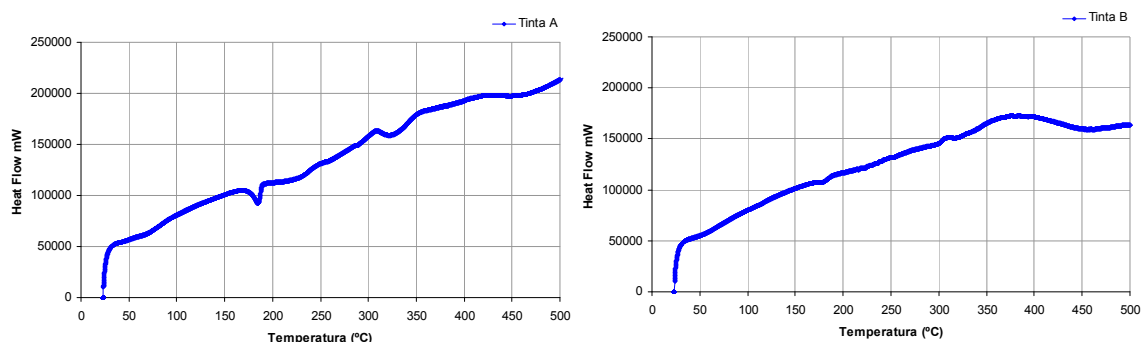


Figura 3.9 – Análise DSC da tinta A e tinta B.

A análise das tintas intumescentes A e B, apresentada na Figura 3.9, permite verificar a presença de dois picos endotérmicos na gama de temperaturas já referidas, correspondendo

à fusão do APP e transformação da estrutura cristalina do PER e a degradação do polímero e decomposição da melamina entre 300 a 350 [°C].

3.4 Métodos analíticos de cálculo dos parâmetros cinéticos

A decomposição das tintas intumescentes envolve reações complexas, com inúmeros produtos intermédios e finais. A interação existente entre estas reações dificulta a definição de um mecanismo cinético exato que relacione os reagentes e os seus produtos, pelo que a decomposição da tinta é descrita com frequência através de modelos simplificados com uma etapa de decomposição, modelos com reações em série, em paralelo ou uma combinação de ambos.

A aplicação de métodos baseados em termogravimetria permite conhecer os mecanismos dos processos físicos e químicos que ocorrem durante a degradação térmica dos materiais.

Considere-se a decomposição de um sólido definida por uma reação, $S \xrightarrow{k_1} rR + (1-r)G$, na qual a massa sólida inicial dá origem a um resíduo sólido (R) e a gases (G). O parâmetro r define a fração de resíduo sólido produzido pela reação, rácio entre a massa de resíduo e a massa de sólido S perdida. De igual forma (1-r) expressa a fração de massa de gás produzida. A fração mássica de material sólido no final da reação w_∞ será igual ao coeficiente r.

Font et al (Font, R. *et al*, 2001) estabelece que a massa sólida não decomposta pode ser determinada pela equação diferencial (3.1), em função da fração mássica do sólido S (w_s), ou pela equação (3.2), na qual w é a soma das frações mássicas de S e R.

$$\frac{dw_s}{dt} = -k_1 (w_s)^n \quad (3.1)$$

$$\frac{dw}{dt} = -k_1^* (w - w_\infty)^n \quad (3.2)$$

Somente quando a reação é de primeira ordem (n=1) é que $k_1 = k_1^*$. Nas restantes situações: $k_1 = k_1^* (1 - w_\infty)^{n-1}$. Outra expressão que se encontra mais disseminada na literatura

é a definição da perda de massa em função de um parâmetro α , denominado de factor de conversão, estabelecido como a fração sólida da perda de massa sob a perda de massa total no final da reação ($\Delta m / \Delta m_{\infty}$), ou através da fração de gases produzidos na reação (V / V_{∞}).

Considerando-se que a degradação térmica de um sólido, submetido a uma evolução térmica não isotérmica, se inicia à temperatura T_0 e sofre uma variação linear de temperatura, $T = T_0 + B.t$, a taxa de consumo do mesmo pode ser definida por:

$$\frac{d\alpha}{dt} = f(\alpha)k(T) \quad (3.3)$$

em que $\alpha = (m_0 - m_t) / (m_0 - m_f)$ define a fração do sólido perdida por decomposição ao longo da solitação térmica. Na equação m_t é a massa no instante t e os subscritos 0 e f, correspondem aos valores iniciais e finais da massa. A função $k(T)$ é dependente da temperatura que, para sólidos, pode ser definida pela equação de Arrhenius:

$$k(T) = A \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) \quad (3.4)$$

onde E é a energia de ativação, A é o fator pré-exponencial e R a constante dos gases perfeitos. Quando o modelo cinético é traduzido por uma reação química, de ordem n , a função de conversão é dada pela equação (3.5), na qual $(1 - \alpha)$ representa a fracção de massa existente na amostra.

$$f(\alpha) = (1 - \alpha)^n \quad (3.5)$$

Substituindo as equações (3.4) e (3.5) em (3.3), considerando uma taxa de aquecimento constante B , obtém-se

$$\frac{d\alpha}{dt} = B \frac{d\alpha}{dT} = (1 - \alpha)^n A \exp\left(\frac{-E}{RT}\right). \quad (3.6)$$

Com base nesta equação diferencial, vários métodos foram propostos para modelar os dados obtidos por TG. Exemplo destes métodos é o método de Kissinger e o método de Flynn-Hall-Ozawa.

3.4.1 Método de Kissinger

O método de Kissinger pode ser utilizado para determinar os parâmetros cinéticos a partir da representação gráfica do logaritmo da taxa de aquecimento vs o inverso da temperatura em que ocorre a máxima taxa de reação, considerando uma taxa de aquecimento constante (Kissinger, H. E., 1957). Kissinger assume que o produto $n(1-\alpha_{\max})^{n-1}$ é independente de B. Neste ponto de inflexão a derivada $d^2\alpha / dt^2$ é igual a zero, resultando na equação (3.7).

$$\frac{d^2\alpha}{dt^2} = \left(\frac{EB}{RT_{\max}^2} + f'(\alpha_{\max})A \exp\left(\frac{-E}{RT_{\max}}\right) \right) \left(\frac{d\alpha}{dt} \right)_{\max} = 0 \quad (3.7)$$

Na equação anterior T_{\max} , α_{\max} e $(d\alpha/dt)_{\max}$ são a temperatura, a fração decomposta e a taxa de reação no ponto em que o máximo desta é obtido. $f'(\alpha)$ é a primeira derivada da função cinética escolhida para a degradação do sólido. Para uma reação de primeira ordem $f'(\alpha) = -1$.

Após alguma manipulação matemática e aplicando logaritmos é obtida a equação de Kissinger.

$$\ln\left(\frac{B}{T_{\max}^2}\right) = \ln\left(\frac{-AR}{E} f'(\alpha_{\max})\right) - \frac{E}{RT_{\max}} \quad (3.8)$$

A energia de ativação de cada etapa de decomposição é obtida pela inclinação da reta definida por $\ln(B/T_{\max}^2)$ em função de $1/T_{\max}$, considerando os coeficientes da regressão linear das taxas de aquecimento testadas.

Kissinger estabelece ainda uma variável adicional, denominada de fator de forma (S), que permite determinar a ordem da reação (n). O fator de forma é o valor absoluto da derivada das tangentes no ponto de inflexão da curva da derivada de perda de massa versus temperatura e representa a assimetria da curva da derivada de perda de massa de uma etapa de decomposição. A ordem da reação é determinada pela equação (3.9).

$$n = 1.26 \cdot \sqrt{S} \quad S = \left| \frac{a}{b} \right| \quad (3.9)$$

Onde a e b são as distâncias horizontais desde a intersecção das retas tangentes do pico em análise até à tangente dos pontos de inflexão, como apresentado na Figura 3.10.

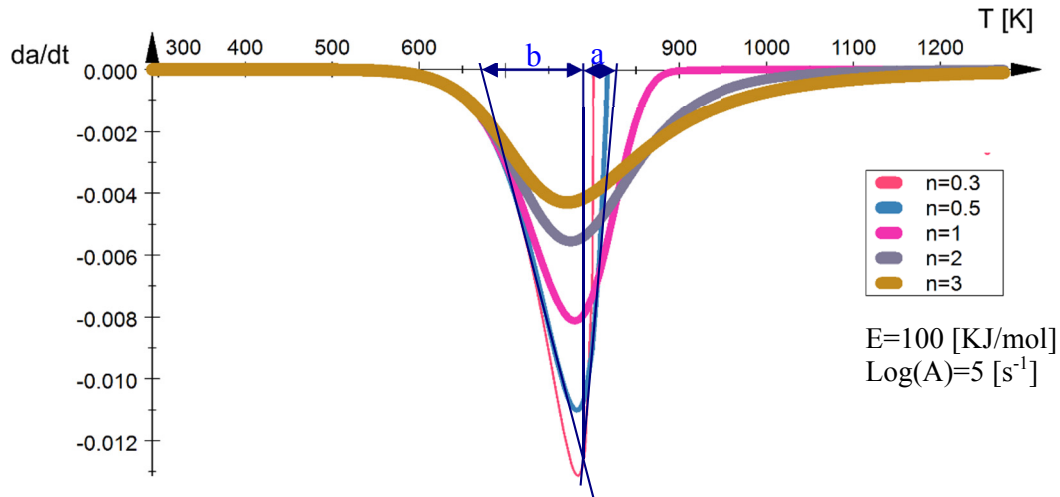


Figura 3.10 – Definição do fator de forma (S) através do método de Kissinger.

3.4.2 Método de Flynn-Wall-Ozawa

Este método permite a obtenção dos parâmetros cinéticos da reação diretamente através dos resultados da perda de massa vs temperatura de várias taxas de aquecimento (Flynn, J. H. *et al*, 1966; Ozawa, T., 1965). Integrando a equação (3.6) para um grau de conversão genérico, chega-se à equação (3.10), na qual $g(\alpha)$ representa o integral da função de conversão.

$$\int_0^{\alpha} \frac{d\alpha}{f(\alpha)} = \int_0^{\alpha} \frac{d\alpha}{(1-\alpha)^n} = g(\alpha) = \frac{A}{B} \int_{T_0}^T \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) dT \quad (3.10)$$

A equação integral anterior é usualmente apresentada como $g(\alpha) = (AE/BR)p(x)$ em que $x = (E/RT)$ e $p(x)$ uma aproximação do integral em ordem à temperatura, já que este não possui solução analítica exata. Uma das aproximações foi apresentada por Doyle (Doyle, C. D., 1962), em que $\ln p(x) = -5.33 - 1.05 x$.

Considerando uma reação de primeira ordem, $g(\alpha) = -\ln(1 - \alpha)$, e aplicando a aproximação de Doyle o resultado pode ser simplificado na equação seguinte, conhecida como a equação de Flynn-Wall-Ozawa.

$$\log(B) = -\frac{0.457E}{R} \frac{1}{T} + \left\{ \log \left[\frac{AE}{g(\alpha)R} - 2.315 \right] \right\} \quad (3.11)$$

A energia de ativação é determinada para diferentes taxas de conversão, através da representação $\log(B)$ vs $1/T$, sem o conhecimento da ordem da reação. Como a aproximação de Doyle não é exacta para $x < 20$, existem diversos métodos para melhorar a sua aplicação, considerando por exemplo polinómios de ordem superior (Senum, G. I. *et al*, 1977; Vyazovkin, Sergey *et al*, 1996).

3.4.3 Determinação dos parâmetros cinéticos

O método de Kissinger e de Flynn-Wall-Ozawa foram utilizados para determinação dos parâmetros cinéticos de cada etapa de decomposição. A equação (3.8) foi utilizada para determinar as energias de ativação das retas definida por $\ln(B/T_{\max}^2)$ vs $-1000/T_{\max}$.

A Figura 3.12 e a Figura 3.11 apresentam as rectas do método de Kissinger para cada uma das etapas de decomposição das tintas A e B.

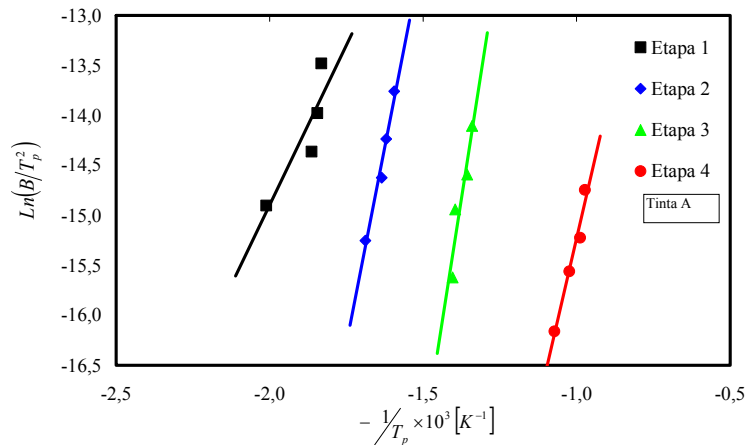


Figura 3.11 - Resultados da aplicação do método de Kissinger aos resultados experimentais de TG da tinta A.

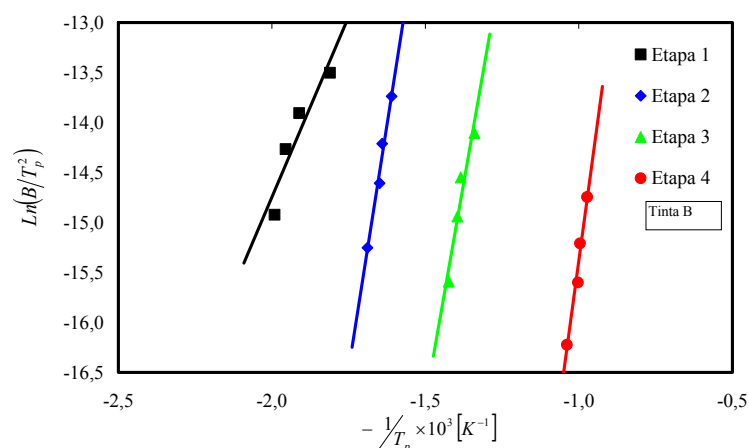


Figura 3.12 - Resultados da aplicação do método de Kissinger aos resultados experimentais de TG da tinta B.

Os valores das energias de ativação e do fator pré-exponencial são apresentados na Tabela 8 e Tabela 9.

Tabela 8 - Parâmetros cinéticos da tinta A determinados pelo método de Kissinger.

Tinta A	$y = mx + b$		Coef. Correl. R	E [KJ/mol]	A [s ⁻¹]
	m	b			
Etapa 1	6385,8962	-2,1265	0,8835	53,095	761,53
Etapa 2	15727,7783	11,2370	0,9873	130,770	119,36E+07
Etapa 3	19681,4460	12,2301	0,9349	163,64	403,21E+07
Etapa 4	13277,4964	-1,9531	0,9822	110,40	1883,20

Tabela 9 - Parâmetros cinéticos da tinta B determinados pelo método de Kissinger.

Tinta B	$y = mx + b$		Coef. Correl. R	E [KJ/mol]	A [s ⁻¹]
	m	b			
Etapa 1	7226,9888	-0,2960	0,9351	60,089	5,375E+03
Etapa 2	19608,1397	17,8392	0,9892	163,031	1,096E+12
Etapa 3	17563,8782	9,5442	0,9660	146,034	2,453E+08
Etapa 4	22648,3090	7,2669	0,9862	188,309	3,244E+07

O segundo método integral utilizado, método Flynn-Wall-Ozawa, é independente do mecanismo de degradação. A equação (3.11) permite determinar a energia de ativação através da regressão linear de $1000/T$ para um grau de conversão constante e obtida pela inclinação da reta dada por $-0.457 E/R$. Considerando a aproximação de Doyle, foram analisados os fatores de conversão num intervalo de 5% a 60%. As curvas representativas do método são apresentadas na Figura 3.13 e Figura 3.14, com os valores da energia de activação (E) das duas tintas em função do grau de conversão apresentados na Tabela 10.

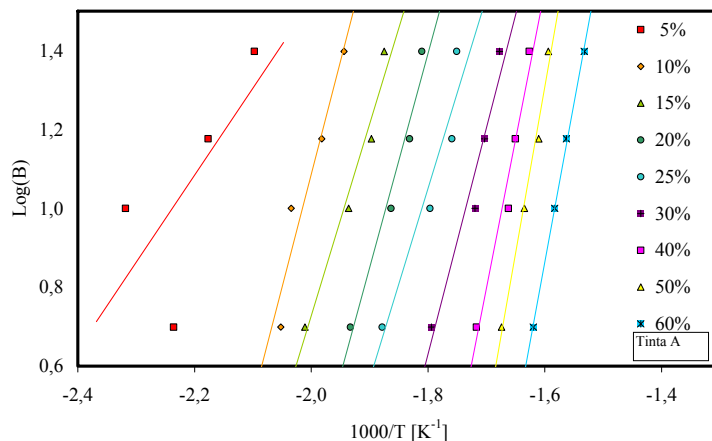


Figura 3.13 - Resultados da aplicação do método de Flynn-Wall-Ozawa aos resultados experimentais de TG da tinta A.

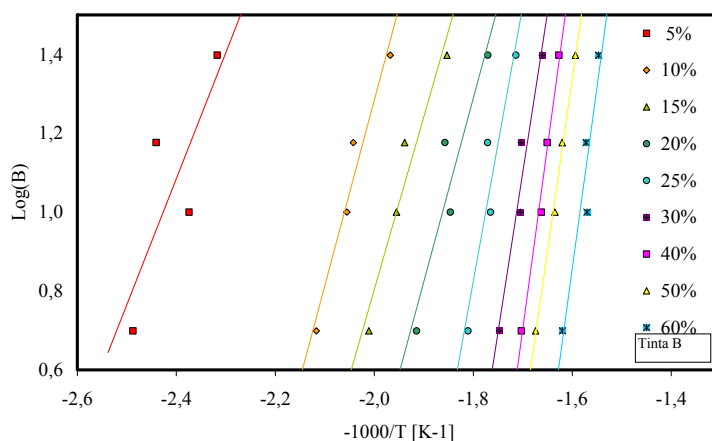


Figura 3.14 - Resultados da aplicação do método de Flynn-Wall-Ozawa aos resultados experimentais de TG da tinta B.

Os valores da energia de ativação obtidos pelo método de Flynn-Wall-Ozawa são superiores aos obtidos pelo método de Kissinger. Esta análise evidencia que os valores das energias de ativação dependem dos diferentes modelos matemáticos considerados.

Encontradas as energias de ativação e o fator pré-exponencial, é possível obter-se uma estimativa da perda de massa da tinta intumescente quando exposta a uma solicitação térmica. Considerando que as etapas de decomposição são independentes, a degradação térmica de cada componente é descrita pela equação (3.3). É assumido que cada etapa da decomposição é controlada por uma única energia de ativação e os valores determinados para as quatro etapas podem ser utilizados para calcular a perda de massa do intumescente (Lefebvre, J. *et al*, 2005) em função da fração mássica inicial de cada um dos componentes da tinta.

Tabela 10 - Energias de activação obtidas pelo método de Flynn-Wall-Ozawa.

Factor de Conv.	Tinta A	Tinta B
α [%]	E [KJ/mol]	E [KJ/mol]
5	40,1387	58,1435
10	104,0976	85,6367
15	88,4753	79,5649
20	98,6749	84,7187
25	88,1048	126,9693
30	104,2196	147,3896
40	137,2268	168,4148
50	153,1782	159,4890
60	146,5468	167,5810

A equação (3.10) tem duas soluções possíveis dependendo da ordem da reação, expoente da fração mássica existente n . Considerando que os testes TG usualmente são iniciados a uma temperatura próxima da temperatura ambiente e que, para a maioria dos materiais, a energia de ativação não é muito baixa, pode-se considerar que a componente do integral entre 0 e T_0 é aproximadamente zero (Cai, J. *et al*, 2008), ficando a fração mássica da amostra definida pela equação (3.12).

$$\begin{aligned}
 -\ln(1-\alpha) &= \frac{A}{B} \int_0^T \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) dT = \frac{A.E}{B.R} \left[\frac{R.T}{E} \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) - Ei\left(\frac{-E}{RT}\right) \right] & n=1 \\
 \frac{(1-\alpha)^{1-n} - 1}{n-1} &= \frac{A}{B} \int_0^T \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) dT = \frac{A.E}{B.R} \left[\frac{R.T}{E} \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) - Ei\left(\frac{-E}{RT}\right) \right] & n \neq 1
 \end{aligned} \tag{3.12}$$

Aplicando logaritmos aos dois membros da equação:

$$\begin{aligned}
 (1-\alpha) &= \exp\left[-\frac{A}{B} \int_0^T \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) dT\right] & n=1 \\
 (1-\alpha) &= \left[(n-1) \frac{A}{B} \int_0^T \exp\left(\frac{-E}{RT}\right) dT + 1 \right]^{\frac{1}{1-n}} & n \neq 1
 \end{aligned} \tag{3.13}$$

Substituindo a equação anterior na equação (3.3) obtém-se a equação analítica que permite determinar a taxa de perda de massa da amostra em função da ordem da reação e dos parâmetros cinéticos de cada etapa de decomposição.

$$\begin{aligned}
 \frac{d\alpha_i}{dt} &= A_i \exp\left(\frac{-E_i}{RT}\right) (1-\alpha_i)^{n_i} \\
 &= A_i \exp\left(\frac{-E_i}{RT}\right) \exp\left[-\frac{A_i}{B} \int_0^T \exp\left(\frac{-E_i}{RT}\right) dT\right] \quad n_i = 1 \\
 \frac{d\alpha_i}{dt} &= A_i \exp\left(\frac{-E_i}{RT}\right) (1-\alpha_i)^{n_i} \\
 &= A_i \exp\left(\frac{-E_i}{RT}\right) \left[(n_i - 1) \frac{A_i}{B} \int_0^T \exp\left(\frac{-E_i}{RT}\right) dT + 1 \right]^{\frac{n_i}{1-n_i}} \quad n \neq 1
 \end{aligned} \tag{3.14}$$

A perda de massa pode ser determinada diretamente pela equação (3.14), que no caso particular das reações serem de primeira ordem, para a etapa i , atendendo a que $g_i(\alpha_i) = (A/B)\Gamma_i$, na qual Γ_i corresponde à solução do integral da temperatura, a fração decomposta da etapa i é obtida por $\alpha_i = 1 - \exp(A_i\Gamma_i/B)$. A perda de massa devida à decomposição da etapa i é obtida pela equação (3.15).

$$m_{Li}(T) = (x_{0i} - x_{fi}) \left[1 - \exp\left(\frac{-A_i}{B} \Gamma_i\right) \right] \tag{3.15}$$

x_{0i} e x_{fi} representam a massa existente na amostra no início e no final da etapa i .

Considerando que a massa inicial da primeira etapa de decomposição (x_{01}) é igual à massa inicial da amostra e a massa final da quarta etapa de decomposição (x_{f4}) igual à massa do resíduo da amostra, a variação da massa da amostra pode ser determinada pela equação (3.16) em função da contribuição individual de cada uma das etapas.

$$\begin{aligned}
 m(T) &= (m_0 - x_1) \left[1 - \exp\left(\frac{-A_1}{B} \Gamma_1\right) \right] + \sum_{i=1}^2 (x_i - x_{i+1}) \left[1 - \exp\left(\frac{-A_{i+1}}{B} \Gamma_{i+1}\right) \right] \\
 &\quad + (x_3 - m_f) \left[1 - \exp\left(\frac{-A_4}{B} \Gamma_4\right) \right] + m_f
 \end{aligned} \tag{3.16}$$

Esta equação semi-analítica permite o cálculo expedito da perda de massa e da derivada da perda de massa da amostra e de cada um dos seus componentes. A contribuição individual de cada um dos componentes (x_{fi} , $i=1,2$ e 3) pode ser determinada através de um processo de otimização, baseado na minimização do erro quadrático médio entre as curvas experimentais e teóricas da perda de massa (Mamleev, V. *et al*, 2000a;b).

Esta metodologia foi utilizada por Mesquita et al (Mesquita, L. *et al*, 2011a), com os parâmetros determinados por um processo de otimização não linear sem constrangimentos, implementado no Matlab através da rotina “*fminsearch*”. Os resultados obtidos e sua comparação com os resultados experimentais mostram uma boa aproximação quando a otimização considera unicamente uma taxa de aquecimento. Quando são otimizadas as quatro curvas em simultâneo, com parâmetros constantes para as quatro curvas, as diferenças entre as curvas numéricas e as experimentais são mais significativas.

3.5 Mecanismo de decomposição da tinta intumescente

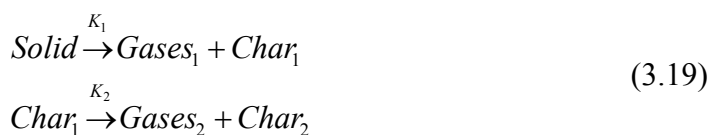
Os resultados dos testes de termogravimetria permitem concluir que a degradação de uma tinta intumescente ocorre em várias etapas, pelo que a utilização de uma única etapa de decomposição para descrever a perda de massa pode ser considerada uma hipótese demasiado grosseira. No entanto este é um dos modelos que tem sido utilizado para determinar a perda de massa e adicionalmente permitir a aplicação de métodos numéricos de análise do comportamento das tintas intumescentes, (Bourbigot, S. *et al*, 1999; Buckmaster, J. *et al*, 1986; Zhang, F. *et al*, 2007).

Por outro lado a decomposição global pode ser assumida como sendo a soma das contribuições de cada reação individual, com energias de ativação e fatores pré-exponenciais constantes, (Branca, C *et al*, 2002; Jimenez, M. *et al*, 2009). Deste modo as etapas ou reações individuais podem ser consideradas, em relação ao comportamento global, como independentes, paralelas, consecutivas ou competitivas. O modelo de Branca et al (Branca, C *et al*, 2002) é baseado num modelo em série, no qual a decomposição do intumescente segue três etapas consecutivas representativas da fusão, intumescência e carbonização, em que há produção de compostos intermédios e produção de gases, e por último a oxidação dos compostos carbonosos. Os autores referem que independentemente do modelo utilizado, em

série ou em paralelo, os parâmetros cinéticos de cada uma das etapas, ou reações, não variam significativamente.

O modelo do mecanismo de degradação global é deste modo obtido através de uma combinação de reações, em que as três primeiras etapas são consideradas reações primárias e a última etapa, que corresponde à oxidação do resíduo carbonoso primário, considerada como secundária.

O processo, a interação das reações químicas e seus produtos que ocorrem entre os componentes ativos presentes na formulação das tintas intumescentes ainda não são totalmente conhecidos, pelo que os modelos de comportamento, mecanismos de reação e os parâmetros cinéticos utilizados nos modelos numéricos são, quase exclusivamente, determinados experimentalmente. A termogravimetria e os testes realizados em calorímetro de cone são os métodos experimentais utilizados com mais frequência, (Jimenez, M. *et al*, 2009; Lautenberger, C. *et al*, 2009). A complexidade dos mecanismos de reação leva à utilização de modelos mais ou menos simplificados e que podem ser classificados em três grupos principais (Di Blasi, C., 1993;2000), nomeadamente: (i) modelos globais definidos por uma reação, em que a degradação do material sólido é baseada na perda de massa resultante de ensaios experimentais (3.17); (ii) modelos baseados em várias reações independentes e competitivas, em que a degradação do material dá origem a vários produtos finais, resíduo carbonoso e outras espécies gasosas (3.18); (iii) modelos semi-globais de duas ou mais etapas, quando os mecanismos cinéticos incluem reações primárias e secundárias (3.19).



Um mecanismo de degradação composto por etapas primárias e secundárias foi utilizado por Neininger (Neininger, S. M. *et al*, 2002) para estudar a degradação de uma mistura composta por celulose e tinta intumescente. As etapas deste mecanismo incluem a libertação de gases e transição do composto para um estágio intermédio. Este último sofre degradação térmica originando um material carbonoso que posteriormente, a temperaturas mais elevadas, origina um composto carbonoso secundário através da oxidação do primeiro.

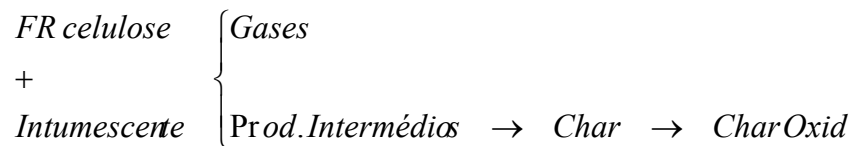
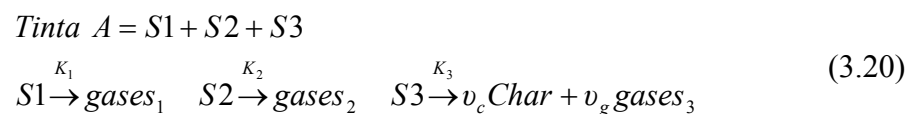


Figura 3.15 – Decomposição de um produto resistente ao fogo composto por celulose e tinta intumescente.

Kandare et al (Kandare, E. *et al*, 2007) consideraram um mecanismo de decomposição ainda mais complexo, definido por seis etapas de decomposição: as duas iniciais correspondem à desidratação da tinta intumescente seguida da produção de um produto intermédio e posterior geração do material carbonoso primário e secundário, e por último a transformação do material carbonoso secundário e gases.

Adicionalmente o mecanismo de decomposição pode ser definido pela degradação dos componentes principais da tinta (3.20), como definido por Di Blasi (Di Blasi, C., 2004). A aplicação deste último necessita do peso mássico de cada componente na formulação da tinta, os quais, por razões de confidencialidade e de propriedade, normalmente não são divulgados pelos fabricantes das tintas.



Di Blasi, com base no trabalho pioneiro de Cagliostro (Cagliostro, D.E. *et al*, 1975), considerou a decomposição dos componentes principais da tinta S1, S2 e S3, com pesos mássicos iniciais: $Y_{10} = 0.28$, $Y_{20} = 0.17$ e $Y_{30} = 0.55$, definida por três reações independentes estabelecidas pela equação de Arrhenius: $K_i = A_i \exp(-E_i/RT)$, $i = 1, \dots, 3$. Com os valores da energia de ativação de $E_1 = 53.384[kJ/mol]$, $E_2 = 93.035[kJ/mol]$, $E_3 = 63.786[kJ/mol]$ e do fator pré-exponencial de $A_1 = 800[s^{-1}]$, $A_2 = 6.9e^{-5}[s^{-1}]$ e $A_3 = 5.0[s^{-1}]$. Os coeficientes estequiométricos da terceira reação são 0.784 e 0.216, para a

formação do resíduo carbonoso e da fração de gás, respetivamente. Considerando a massa específica inicial de tinta de $\rho_v = 1400 [kg / m^3]$, a massa específica do resíduo carbonoso é determinada por $\rho_c = \rho_v \cdot Y_{30} \cdot \nu_c$, com um valor de $603.68 [kg/m^3]$.

A variação da fração mássica de cada componente é obtida pela solução numérica das equações diferenciais ordinárias (3.21), sujeito às condições iniciais descritas no parágrafo anterior.

$$\begin{aligned} \frac{\partial Y_1}{\partial t} &= -Y_1 \cdot A_1 e^{\left(\frac{-E_1}{RT}\right)}, & \frac{\partial Y_2}{\partial t} &= -Y_2 \cdot A_2 e^{\left(\frac{-E_2}{RT}\right)}, \\ \frac{\partial Y_3}{\partial t} &= -Y_3 \cdot A_3 e^{\left(\frac{-E_3}{RT}\right)}, & \frac{\partial Y_c}{\partial t} &= -\nu_c \frac{\partial Y_3}{\partial t} \end{aligned} \quad (3.21)$$

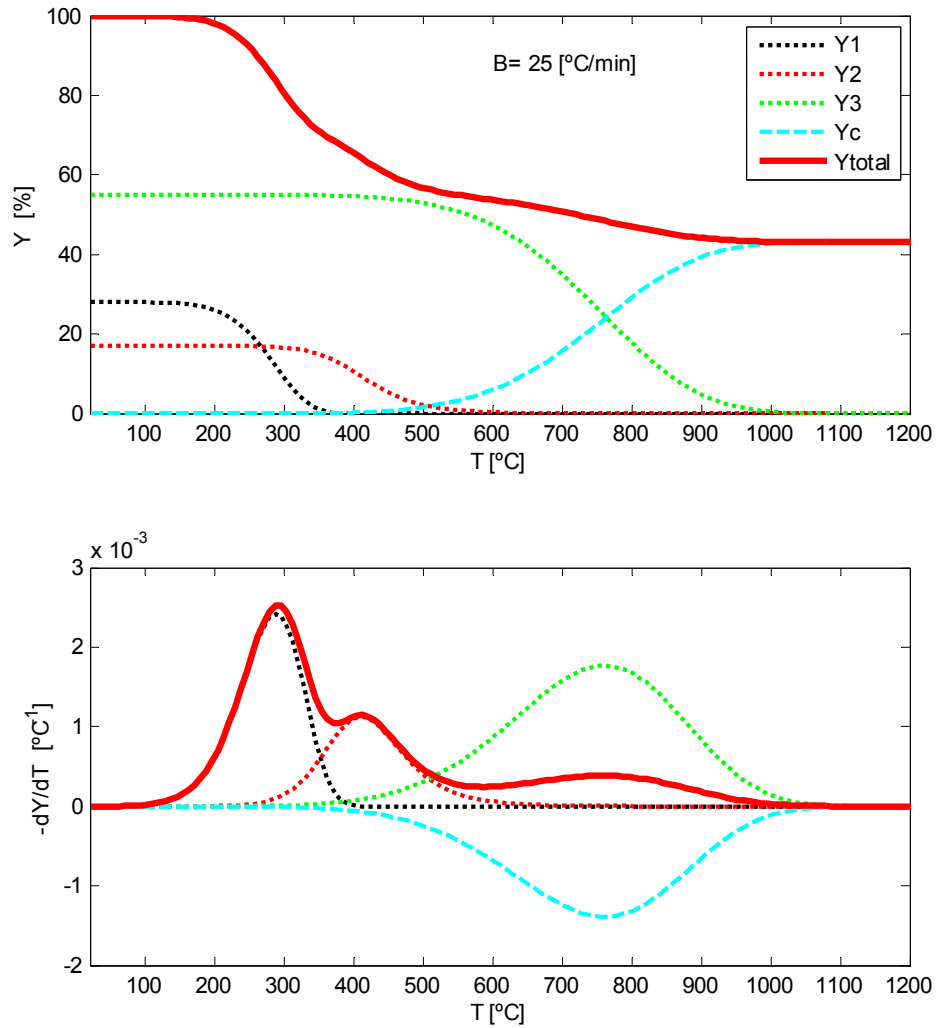


Figura 3.16 – Perda de massa e taxa de perda de massa da tinta intumescente utilizando os parâmetros cinéticos e o mecanismo de decomposição de di Blasi, (Di Blasi, C., 2004; Di Blasi, C. *et al*, 2001).

A fração de massa sólida total é obtida pela soma de todos os componentes sólidos, inclusive o resíduo carbonoso. O método de solução numérica deste mecanismo de degradação foi implementado no software Matlab através de um procedimento iterativo e incremental no tempo. A análise foi efetuada com uma taxa de aquecimento constante e de valor igual a 25 [°C/min]. A perda de massa da amostra e de cada um dos seus componentes são apresentados na Figura 3.16. A produção da camada carbonosa inicia-se próximo dos 400 [°C], possuindo a esta temperatura uma fração mássica de somente 0.3%. Na mesma figura é apresenta a variação da taxa de perda de massa total e de cada componente onde se pode verificar a existência das três etapas de degradação. Os valores de pico da taxa de perda de massa dos componentes Y1, Y2 e Y3 ocorrem à temperatura de 288.8, 409.6 e 759.6 [°C], respetivamente.

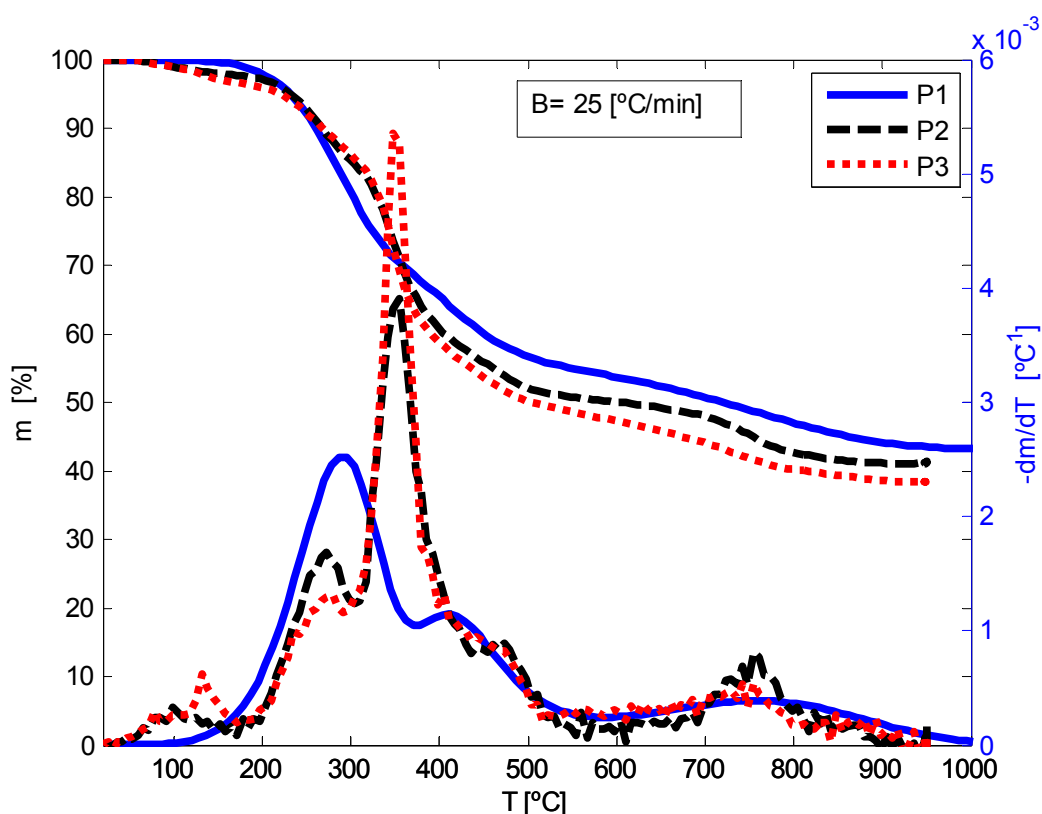
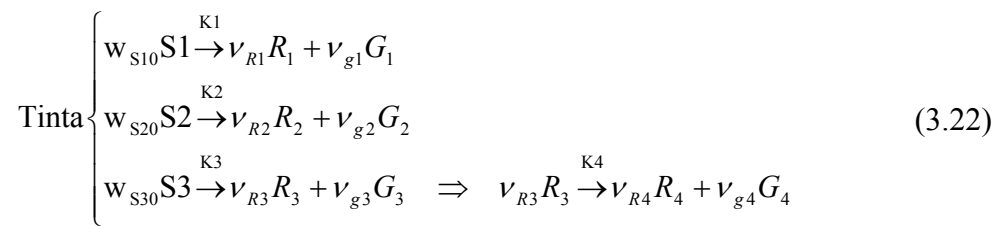


Figura 3.17 – Comparação das curvas TG e DTG das tintas intumescentes A (P2), B (P3) e do modelo de di Blasi (P1), para uma taxa de aquecimento de 25 [°C/min].

Di Blasi salienta (Di Blasi, C. *et al*, 2001) a dificuldade dos modelos atuais em fornecer uma descrição aproximada do comportamento das tintas intumescentes, essencialmente devido à relativa inexistência de resultados experimentais que permitam a obtenção dos parâmetros a utilizar nos modelos numéricos, razão pela qual o motivou a utilizar os

parâmetros obtidos experimentalmente por Cagliostro (Cagliostro, D.E. *et al*, 1975). De realçar que a tinta foi desenvolvida nas instalações da NASA com o objetivo de aplicação em estruturas aeroespaciais e os ensaios experimentais realizados com fluxos de calor entre 103 a 181 [w/m²], representativos das condições operacionais de incêndios de hidrocarbonetos. Como mostra a Figura 3.17 as diferenças em relação às tintas analisadas nesta tese são significativas, especialmente no intervalo de temperaturas em que ocorre a formação do resíduo carbonoso.

Considerando as quatro etapas de decomposição das tintas A e B, e atendendo às evidências dos ensaios experimentais, propõe-se um mecanismo cinético de decomposição, em que as três primeiras reações, que atuam em paralelo, dão origem à decomposição da fração mássica de tinta (S1) com a respetiva libertação de compostos gasosos (G1), decomposição de uma fracção mássica de tinta (S2) cuja formação gasosa (G2) é responsável pela expansão do intumescente e em simultâneo a decomposição de uma terceira fração de massa (S3) que tem como produtos da reação o resíduo carbonoso definido por ($\nu_{R3}R_3$) e uma fração de gás ($\nu_{g3}G3$). Para temperaturas superiores o resíduo carbonoso vai sofrer um processo de oxidação associado à sua perda de massa ($\nu_{R4}R_4$) e libertação de uma fração de gás ($\nu_{g4}G4$). Este mecanismo é apresentado de forma esquemática na equação (3.22). O balanço mássico determina que $w_{S10} + w_{S20} + w_{S30} = 1$, $\nu_{gi} = w_{Si0} - \nu_{Ri}$ para as reações do modelo em paralelo ($i = 1..3$) e $\nu_{g4} = \nu_{R3} - \nu_{R4}$ no caso da reação em série.



Na equação anterior Si identifica as diferentes frações mássicas existente na mistura de tinta, Ri e Gi os produtos sólidos e gasosos da reação, respetivamente. Os coeficientes estequiométricos são considerados constantes durante o desenvolvimento da reação e representam a fração mássica máxima, do resíduo sólido ou de gás, produzida pela reação.

3.5.1 Modelo matemático do processo de decomposição

As três reações iniciais que originam a decomposição e desenvolvimento do material carbonoso intumescente podem ser descritas de forma condensada pela eq. (3.23), para $i=1..3$.



As diferentes frações de massa iniciais dos componentes (w_{Si0}) devem garantir o balanço de massa.

$$\sum_{i=1}^3 w_{Si0} = 1 \quad (3.24)$$

Considerando a decomposição do componente Si, a equação cinética pode ser escrita em relação à fração mássica inicial (Font, R. *et al*, 2001) como:

$$\frac{dw_{Si}/w_{Si0}}{dt} = -k_i \left(\frac{w_{Si}}{w_{Si0}} \right)^{ni} \quad (3.25)$$

Como em termogravimetria a balança térmica não permite fazer a distinção entre a amostra de massa não decomposta e o resíduo sólido, é necessário definir a decomposição em função da massa total, dada por:

$$w_i = w_{Si} + w_{Ri} = w_{Si} + \frac{\nu_{Ri}}{w_{Si0}} (w_{Si0} - w_{Si}) \quad (3.26)$$

Simplificando a expressão anterior é possível deduzir-se uma equação para a variação da massa em função da variação total de massa do componente Si, definida pela equação (3.27).

$$\frac{w_{Si}}{w_{Si0}} = \frac{w_i - \nu_{Ri}}{w_{Si0} - \nu_{Ri}} \quad (3.27)$$

Considerando a definição do fator de conversão, apresentada na eq. (3.3), pode-se relacionar a perda de massa com o fator de conversão, atendendo a que a massa sólida existente no final da reação é definida pelo coeficiente ν_{Ri} .

$$\frac{w_{Si}}{w_{Si0}} = \frac{w_i - \nu_{Ri}}{w_{Si0} - \nu_{Ri}} = 1 - \frac{w_{Si0} - w_i}{w_{Si0} - \nu_{Ri}} = 1 - \alpha_i \quad (3.28)$$

Substituindo na eq. (3.25) obtém-se:

$$\frac{d\alpha_i}{dt} = k_i (1 - \alpha_i)^{ni} \quad (3.29)$$

A utilização desta equação, ou em alternativa a diferenciação da massa total definida pela equação (3.26), conduz à expressão de cálculo da perda de massa do componente com o tempo.

$$\begin{aligned} \frac{dw_i}{dt} &= \frac{dw_{Si}}{dt} + \frac{dw_{Ri}}{dt} = -w_{Si0} k_i (1 - \alpha_i)^{ni} + \nu_{Ri} k_i (1 - \alpha_i)^{ni} \\ &= -(w_{Si0} - \nu_{Ri}) k_i (1 - \alpha_i)^{ni} \end{aligned} \quad (3.30)$$

A massa (w_i) existente no instante t pode ser determinada pela integração da equação anterior. No entanto, conhecido o fator de conversão do componente Si, definido por α_i , a massa (w_i) também pode ser determinada por: $w_i = w_{Si0} - \alpha_i (w_{Si0} - \nu_{Ri})$.

Segundo o modelo de decomposição apresentado, o componente S3 passa por uma etapa de decomposição secundária na qual o resíduo sólido $\nu_{R3}R_3$ sofre oxidação com uma consequente perda de massa. A reação do componente S3 segue deste modo um modelo cinético de duas etapas consecutivas, ou em série, originando uma perda de massa do resíduo R3. O balanço da massa do resíduo R3 é determinado pela sua produção, resultante da decomposição do componente S3 e pela perda de massa devida à etapa 4, ficando esta definida pela equação seguinte.

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{w_{R3}/w_{S30}}{\nu_{R3}} \right) = k_3 \left(\frac{w_{S3}}{w_{S30}} \right)^{n3} - k_4 \left(\frac{w_{R3}/w_{S30}}{\nu_{R3}} \right)^{n4} \quad (3.31)$$

Substituindo a equação do balanço de massa do sólido S3, definido pela equação (3.28) em função do fator de conversão α_3 , a sua forma diferencial definida pela equação (3.29), e considerando que a massa do resíduo R3, w_{R3} , fica definida pela equação:

$$\frac{w_{R3}}{w_{S30}} = \nu_{R3} \frac{w_{G3}}{w_{S30} - \nu_{R3}} - \nu_{R3} \frac{w_{G4}}{\nu_{R3} - \nu_{R4}} = \nu_{R3} (\alpha_3 - \alpha_4), \quad (3.32)$$

o fator de conversão da etapa 4 será determinado pela equação (3.33).

$$\frac{d\alpha_4}{dt} = k_4 (\alpha_3 - \alpha_4)^{n4}. \quad (3.33)$$

Para efeitos de comparação dos resultados do modelo numérico com os resultados experimentais, é determinante o cálculo da massa total da amostra (w) e da derivada da massa total da amostra com o tempo dw/dt . A massa total da amostra e sua derivada são determinadas pela soma da massa atual de todos os componentes e seus resíduos sólidos, segundo as eq. (3.34) e (3.35).

$$w = w_0 - \sum_{i=1}^3 (w_{si0} - \nu_{Ri}) \alpha_i - (\nu_{R3} - \nu_{R4}) \alpha_4 \quad (3.34)$$

$$\frac{dw}{dt} = - \sum_{i=1}^3 (w_{si0} - \nu_{Ri}) \frac{d\alpha_i}{dt} - (\nu_{R3} - \nu_{R4}) \frac{d\alpha_4}{dt} \quad (3.35)$$

O fator de conversão global da amostra e sua derivada podem ser definidos de igual forma pelas eq. (3.36) e (3.37), nas quais w_0 representa a fração de massa inicial da amostra, de valor unitário, e w_f a fração de massa final da amostra, cujo valor pode ser especificado em função dos resultados dos ensaios experimentais.

$$\alpha = \frac{1}{w_0 - w_f} \left(\sum_{i=1}^3 (w_{si0} - \nu_{Ri}) \alpha_i + (\nu_{R3} - \nu_{R4}) \alpha_4 \right) \quad (3.36)$$

$$\frac{d\alpha}{dt} = -\frac{1}{w_0 - w_f} \frac{dw}{dt} = \frac{1}{w_0 - w_f} \left(\sum_{i=1}^3 (w_{si0} - \nu_{Ri}) \frac{d\alpha_i}{dt} + (\nu_{R3} - \nu_{R4}) \frac{d\alpha_4}{dt} \right) \quad (3.37)$$

3.5.2 Otimização dos parâmetros cinéticos

A determinação dos parâmetros que influenciam as curvas TG e DTG, nomeadamente a fração mássica inicial de cada componente (w_{s10} , w_{s20} e w_{s30}), fatores pré-exponenciais (A_i), energias de ativação (E_i), expoente, n , e os coeficientes estequiométricos, ν_c , é baseada num processo de otimização não linear multivariável. Este procedimento consiste na minimização da soma dos resíduos quadráticos entre a solução numérica e experimental da perda de massa, da taxa de perda de massa, ou de uma combinação de ambas. Esta função é a apresentada na equação (3.38), em que X_i^{Num} e X_i^{Exp} representam os valores numéricos e experimentais das curvas TG ou DTG, N_B o número de curvas, N_j o número de pontos da curva em análise e f_j uma função peso que serve de normalização da curva.

$$F = \sum_{j=1}^{N_B} \frac{1}{f_j} \sum_{i=1}^{N_j} (X_i^{Num} - X_i^{Exp})^2 \quad (3.38)$$

No caso da otimização das curvas TG a função peso é igual ao valor quadrático da perda de massa total da curva experimental, $f_j = (w_0 - w_f)_{j,exp}^2$. Para as curvas DTG o peso é igual ao quadrado do valor máximo da derivada de perda da curva experimental, $f_j = (-dw/dt)_{j,exp}^2$. Deste modo fica assegurado que todas as curvas experimentais contribuem da mesma forma para a função objetivo, (Conesa, J. A. *et al*, 2001). A inclusão do número de pontos de cada curva, N_j , conduz à normalização dos dados provenientes das várias curvas de aquecimento que podem ter distintas quantidades de dados, (Opfermann, J., 2000).

A qualidade do ajuste entre as curvas experimentais e numéricas é determinada pela equação (3.39). Esta equação é baseada no trabalho de Várhegyi (Várhegyi, G. *et al*, 2001),

que considera $X_j^{Exp,Max}$ igual ao valor máximo da curva experimental em análise, mas que aqui é tomado como igual ao peso f_j , segundo a definição já apresentada.

$$fit(\%) = 100 \cdot \sqrt{\sum_{j=1}^{N_B} \frac{1}{X_j^{Exp,Max}} \sum_{i=1}^{N_i} (X_i^{Num} - X_i^{Exp})^2 / N_j} \quad (3.39)$$

Esta metodologia distingue-se da utilizada por Branca e di Blasi (Branca, C *et al*, 2002) que definem o processo de otimização em duas etapas: (i) estimativa inicial dos parâmetros através da minimização do resíduo quadrático da taxa de perda de massa; (ii) estimativa final considerando a função objetivo definida pelo resíduo da perda de massa, em que os parâmetros otimizados na primeira etapa servem de parâmetros iniciais para a segunda etapa de otimização.

Os valores do coeficiente de determinação (R^2) também foram calculados para se determinar o grau de ajuste do modelo cinético com os dados experimentais da perda de massa e da derivada da perda de massa, através da equação (3.40). Do mesmo modo que nas equações anteriores, X_i e \bar{X} representam o valor da massa da amostra ou da derivada da perda de massa e o seu valor médio, respetivamente.

$$R^2 = \left[\frac{\sum_{i=1}^{N_i} (X_i^{Exp} - \bar{X}^{Exp}) (X_i^{Num} - \bar{X}^{Num})}{\sqrt{\sum_{i=1}^{N_i} (X_i^{Exp} - \bar{X}^{Exp})^2 \sum_{i=1}^{N_i} (X_i^{Num} - \bar{X}^{Num})^2}} \right]^2 \quad (3.40)$$

A minimização da função objetivo foi implementada no Matlab através da função *lsqnonlin*, baseada no método dos mínimos quadrados, com uma estratégia de convergência global do processo de otimização baseada no algoritmo das Regiões de Confiança (“*trust-region-reflective*”). Ao contrário do método de Levenberg-Marquardt, este algoritmo permite a especificação de um limite superior e inferior dos parâmetros a determinar, o que reduz substancialmente a possibilidade do método de otimização devolver um mínimo local e não um mínimo global. No entanto, a prescrição de um intervalo admissível para a otimização dos parâmetros não impede que o algoritmo encontre um mínimo local. No entanto, a minimização da função objetivo baseada em múltiplas curvas de perda de massa,

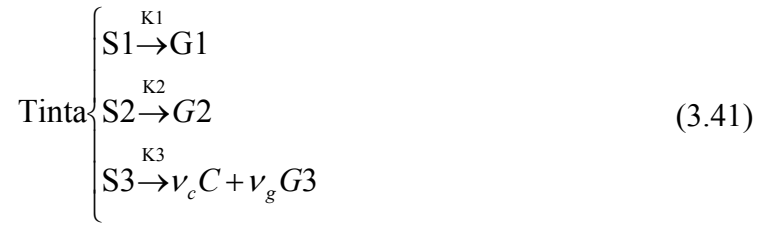
com diferentes taxas de aquecimento, diminui a probabilidade de tal acontecer, (Branca, C *et al*, 2002). Adicionalmente também é recomendável que se inicie o processo de otimização com diferentes valores iniciais, verificando se o valor mínimo é independente dos parâmetros iniciais, escolhendo os parâmetros que estão associados ao valor mínimo da função objetivo ou dos parâmetros de análise do ajuste das curvas.

O algoritmo do processo de otimização pode ser descrito pelas etapas seguintes:

- a) Estimativa inicial dos parâmetros a determinar;
- b) Resolução do sistema de equações diferenciais relativo ao cálculo da curva TG e DTG, considerando os parâmetros atuais;
- c) Determinar a função objetivo, que através do método dos mínimos quadrados verifica o erro existente entre a solução numérica e experimental;
- d) Se o erro atual for superior à tolerância prescrita, a função *lsqnonlin* determina o incremento ou diminuição de cada um dos parâmetros com base no cálculo do Jacobiano de F e o processo volta à etapa b).

3.5.3 Aplicação do método de otimização ao modelo de Di Blasi

Para verificação do modelo de otimização foi considerado como exemplo o mecanismo de decomposição térmica de Di Blasi (Di Blasi, C., 2004; Di Blasi, C. *et al*, 2001), apresentado na equação (3.41), com os parâmetros cinéticos definidos na Tabela 11. Estes parâmetros foram inicialmente apresentados por Cagliostro *et al* (Cagliostro, D.E. *et al*, 1975), no qual baseados num teste de termogravimetria em ambiente N₂ e com uma taxa de aquecimento de 6 [°C/min], conclui que a expansão da tinta intumescente ocorre no intervalo de temperaturas de 275-400 [°C]. Este intervalo corresponde à decomposição do componente S2. Embora a tinta intumescente em referência tenha sido desenvolvida para suportar fluxos de calor por radiação de elevada intensidade, Di Blasi (Di Blasi, C., 2004) avalia o seu desempenho, utilizando os mesmos parâmetros, para diferentes fluxos de calor, nomeadamente 119 e 157 [KW/m²] e o aqui considerado de 25 [KW/m²].



A perda de massa da tinta e a massa de cada um dos seus componentes são determinados pela solução do sistema de equações diferenciais definido por;

$$\frac{\partial Y1}{\partial t} = -K_1.Y1, \quad \frac{\partial Y2}{\partial t} = -K_1.(Y2)^2, \quad \frac{\partial Y3}{\partial t} = -K_3.Y3, \quad \frac{\partial YC}{\partial t} = -\nu_c K_3.Y3 \quad (3.42)$$

,

sujeito às condições iniciais de $Y1(0)=Y10$, $Y2(0)=Y20$, $Y3(0)=Y30$ e $YC(0)=0$.

A solução numérica do problema é obtida através do integrador *ode15s* implementado no Matlab para resolução de sistemas de equações diferenciais ordinárias (EDOs).

Os valores da perda de massa e da taxa de perda de massa adotados como experimentais foram obtidos através da solução do problema direto, considerando os parâmetros reais e adicionando à respetiva solução numérica um ruído Gaussiano de 1% da diferença entre o valor máximo e mínimo da perda de massa e de 1% do valor máximo da taxa de perda de massa. A variação da perda de massa e respetiva derivada da tinta com a temperatura é apresentada na Figura 3.18.

Considerando estes dados experimentais artificiais, o procedimento de otimização foi aplicado à determinação de todos os parâmetros que influenciam a decomposição da tinta. Como parâmetros iniciais dos fatores pré-exponenciais (A_i) e energias de ativação (E_i) foi considerado um valor correspondente a 1.15 vezes o valor exato com um intervalo de $\pm 25\%$ do mesmo valor exato. A fração mássica inicial de cada componente ($Y10, Y20$ e $Y30$), expoente, n , e os coeficientes estequiométricos, ν_c , assim como os respetivos intervalos são os apresentados na Tabela 11. Considerando um peso equidistribuído das componentes mássicas e assumindo uma massa total unitária, a fração mássica inicial do componente $Y30$ é determinada por $Y30=1-(Y10+Y20)$ para todas as etapas de otimização. Adicionalmente, pelo balanço de massa, pode-se verificar que o coeficiente estequiométrico ν_c pode ser

determinado diretamente em função da massa final da tinta e da fração mássica do componente Y30 por $\nu_c = m_f/Y30$ e considerando um valor máximo unitário.

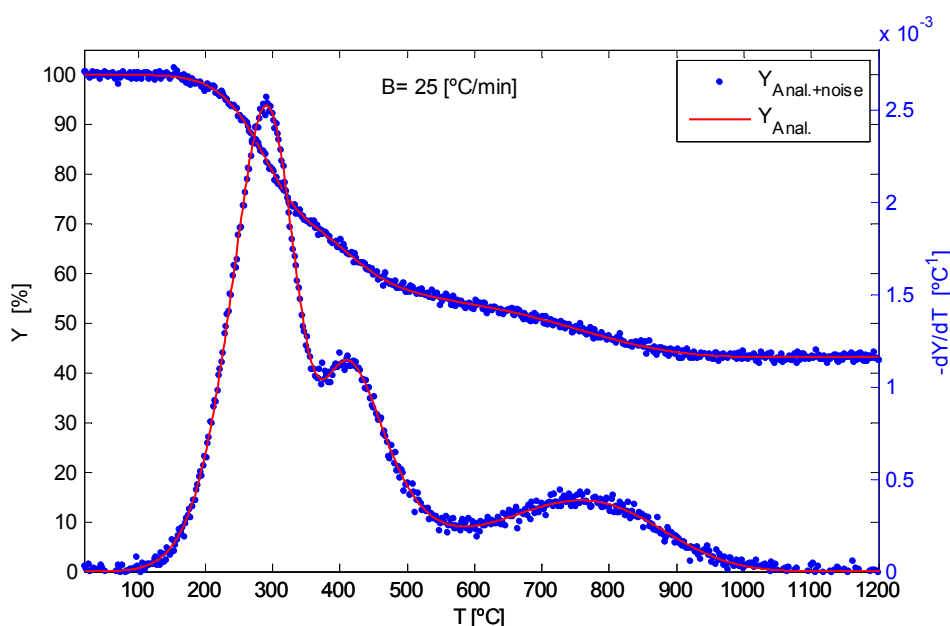


Figura 3.18 - Perda de massa e taxa de perda de massa determinada pelo método direto com os parâmetros reais e valores experimentais “artificiais” (solução analítica mais um ruído Gaussiano).

Tabela 11 - Parâmetros cinéticos iniciais e valores determinados pelo processo de otimização não linear.

Parâmetros	Real	Lim Inf.	Valor inicial	Lim. Sup.	Valor Optim
A1 [s-1]	800	0.75*A1	1.15*A1	1.25*A1	879.90
A2 [s-1]	6.9x10 ⁵	0.75*A2	1.15*A2	1.25*A2	8.48x10 ⁵
A3 [s-1]	5.0	0.75*A3	1.15*A3	1.25*A3	3.7501
E1 [KJ/mol]	53.384	0.75*E1	1.15*E1	1.25*E1	53.726
E2 [KJ/mol]	93.035	0.75*E2	1.15*E2	1.25*E2	94.741
E3 [KJ/mol]	63.786	0.75*E3	1.15*E3	1.25*E3	61.393
Y10	0.28	0.1	0.33	0.7	0.28233
Y20	0.17	0.1	0.33	0.7	0.16545
Y30	0.55	-	-	-	0.55222
ν_c	0.784	-	-	-	0.78535
n1	1	0.2	1	4	1.0159
n2	2	0.2	1	4	1.9422
n3	1	0.2	1	4	0.97738
Iterações	33				
Norma Res.	3.375x10 ⁻⁴				
Fit_TG [%]	1.0591				
Fit_DTG[%]	0.98455				
R²_TG	0.99911				
R²_DTG	0.99785				

As simplificações apresentadas resultam num processo de otimização com 11 parâmetros, determinados pelo ajuste das curvas experimental e numérica através da minimização simultânea da função objetivo de perda de massa (F_{TG}) e de taxa de perda de massa (F_{DTG}).

O processo de otimização termina ao fim de 33 iterações, com 408 cálculos da função objetivo, no qual a soma dos mínimos quadrados se encontra com um resíduo de $3.3750e-4$ e a variação da função objetivo na última iteração igual a 7.19×10^{-13} , inferior à tolerância especificada de 1.0×10^{-12} .

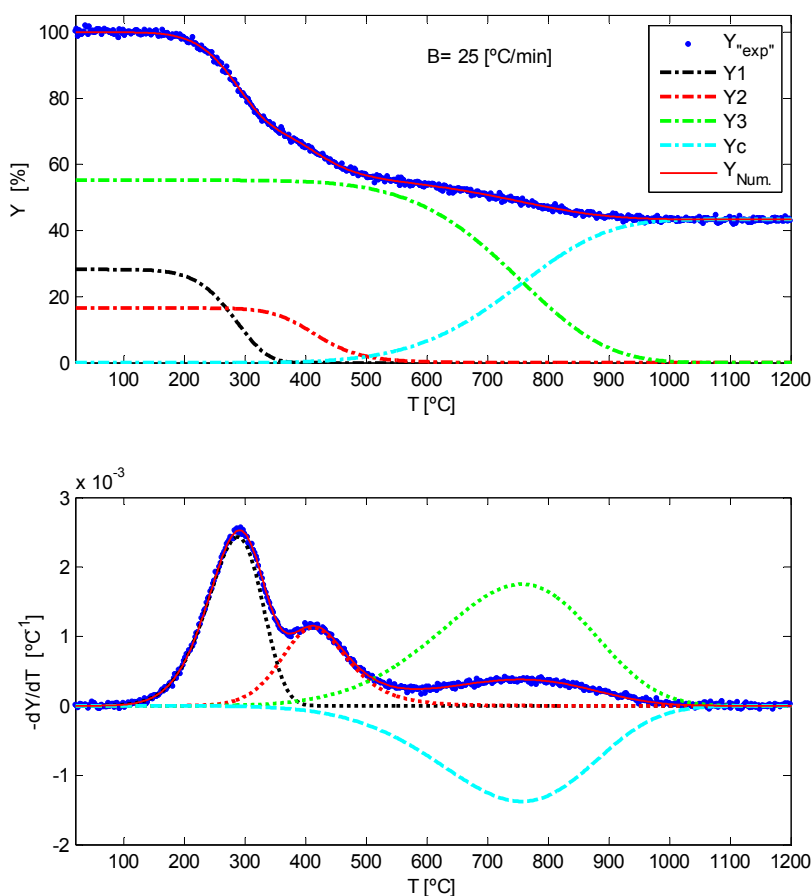


Figura 3.19 – Perda de massa e taxa de perda de massa da solução numérica com os parâmetros cinéticos otimizados em comparação com os valores experimentais artificiais.

Os valores dos parâmetros determinados pelo processo de otimização e comparação com os valores reais encontram-se apresentados na Tabela 11. Verifica-se uma boa aproximação de todos os parâmetros, existindo diferenças mais significativas em relação aos fatores pré-exponenciais e aos expoentes da reação. No entanto, como se pode verificar na Figura 3.19, esta combinação de valores dos parâmetros permite uma boa descrição do modelo em causa, resultando num valor percentual de ajuste das curvas de perda de massa e da taxa de perda de massa de $fit_{TG}=1.06\%$ e $fit_{DTG}=0.98\%$, respetivamente. Em relação ao

coeficiente de determinação de ambas as curvas, com $R^2_{TG}=0.99911$ e $R^2_{DTG}=0.99785$, o seu valor próximo da unidade indica uma boa correlação entre os resultados obtidos e os indicativos.

3.5.4 Aplicação do método de otimização às tintas A e B

Para a otimização dos parâmetros das tintas A e B foi utilizado o mesmo procedimento descrito na secção anterior. Os valores iniciais do processo de otimização adotados da energia de ativação e do fator pré-exponencial foram os determinados na secção 3.4.1, enquanto que para as frações mássicas dos componentes principais da tinta WS10 e WS20 foram considerados os valores de 0.1, 0.2 e considerando uma fração de massa inicial unitária, $WS30 = 1 - (WS10 + WS20)$. Assumindo que unicamente a reação do componente S3 dá origem a um material carbonoso, os coeficientes estequiométricos das reações primárias 1 e 2 são sempre conhecidos ($\nu_{Ri} = 0$ e $\nu_{Gi} = 1$, $i=1,2$). O valor inicial do coeficiente estequiométrico da reação do componente S3, é definido como sendo igual a 50% da fração mássica do mesmo componente ($\nu_{R3} = 0.5 WS30$). O coeficiente estequiométrico que define a reação secundária do material carbonoso e portanto a massa final do processo de decomposição da tinta, é considerado igual ao valor do resíduo da amostra no final do teste experimental.

O processo de otimização dos parâmetros do modelo numérico de decomposição é aplicado a dois casos distintos, considerando que a decomposição é definida por reações de primeira ordem, o que resulta num processo de otimização de 11 variáveis, e por reações de ordem n, resultando numa otimização de 15 parâmetros.

Após o cálculo dos parâmetros através da otimização individual de cada curva, correspondente a uma taxa de aquecimento, são determinados os parâmetros globais que otimizam simultaneamente as curvas relativas às quatro taxas de aquecimento. Neste caso os parâmetros iniciais adotados no processo de otimização são os valores médios da otimização individual.

As equações diferenciais (3.29) e (3.33) que definem o fator de conversão de cada etapa de decomposição são integradas no intervalo de temperaturas de 25 a 950 [°C] com um incremento máximo de 5 [°C], considerando valores iniciais nulos. Adicionalmente imposto que todos os fatores de conversão têm de ser positivos e que $\alpha_3 \geq \alpha_4$. A solução

numérica da perda de massa e da derivada da perda de massa da amostra é determinada através das equações (3.34) e (3.35).

A metodologia apresentada foi implementada de igual modo à otimização dos parâmetros das tintas A e B. Os valores dos parâmetros, considerando reações de primeira ordem e reações de ordem n são apresentados na Tabela 12 e Tabela 13, no caso da tinta A e na Tabela 14 e Tabela 15 para a tinta B. Nestas tabelas são apresentados os valores resultantes da otimização individual de cada taxa de aquecimento e das quatro taxas de aquecimento em simultâneo, assim como os parâmetros que definem a qualidade do ajuste das curvas numéricas com as experimentais.

A comparação entre as curvas experimentais das tintas A e B e as numéricas obtidas através dos parâmetros otimizados é apresentada da Figura 3.20 à Figura 3.27.

Tabela 12 – Resultados do processo de otimização não linear das curvas TG e DTG da tinta A, considerando uma reação de primeira ordem ($n=1$).

Parâmetros	B=5[°C/min]	B=10[°C/min]	B=15[°C/min]	B=25[°C/min]	B=5,10,15,25[°C/min]
A1 [s-1]	8.4345×10^3	2.4331×10^3	1.3341×10^4	9.0461×10^4	8.9810×10^4
A2 [s-1]	5.8427×10^8	1.8531×10^9	4.8810×10^8	6.7007×10^7	6.2969×10^7
A3 [s-1]	6.4832×10^2	2.2429×10^1	1.0884×10^2	3.0019×10^2	1.4616×10^3
A4 [s-1]	3.8837×10^4	1.5423×10^4	6.9805×10^4	1.3186×10^4	4.6268×10^3
E1 [KJ/mol]	62.854	56.414	62.385	69.689	70.802
E2 [KJ/mol]	128.08	133.84	126.33	115.72	116.62
E3 [KJ/mol]	73.345	51.953	59.442	63.473	74.713
E4 [KJ/mol]	130.87	125.72	137.47	124.73	115.74
WS10	0.144	0.124	0.113	0.118	0.121
WS20	0.214	0.205	0.220	0.221	0.234
WS30	0.642	0.671	0.667	0.661	0.645
V_{∞}	0.511	0.504	0.511	0.506	0.513
V_{R4}	0.408	0.410	0.424	0.412	0.414
Iterações	54	62	63	54	46
Norma Res.	0.00169	0.00159	0.00177	0.00156	0.04245
Fit_TG [%]	0.849	1.033	1.073	1.078	1.5683/1.3271 1.5654/2.2549
Fit_DTG[%]	3.538	3.278	3.555	3.271	5.6495/3.9776 4.0702/4.2997
R ² _TG	0.99983	0.99977	0.99970	0.99976	0.99758/0.99936 0.99950/0.99931
R ² _DTG	0.97370	0.97695	0.97187	0.97923	0.94389/0.96553 0.96363/0.96241

Tabela 13 – Resultados do processo de otimização não linear das curvas TG e DTG da tinta A, considerando reações de ordem n.

Parâmetros	B=5[°C/min]	B=10[°C/min]	B=15[°C/min]	B=25[°C/min]	B=5,10,15,25[°C/min]
A1 [s-1]	2.0345x10 ³	3.9380x10 ¹	1.6384x10 ³	3.9917x10 ³	4.4160x10 ³
A2 [s-1]	5.1000x10 ⁹	3.3044x10 ¹²	3.0537x10 ¹⁰	7.1245x10 ¹⁰	8.0742x10 ¹⁰
A3 [s-1]	4.2055x10 ⁶	1.5351x10 ⁵	2.4563x10 ⁶	7.9769x10 ⁶	3.0218x10 ⁷
A4 [s-1]	1.1507x10 ⁴	6.3876x10 ⁶	1.0673x10 ⁵	1.5853x10 ⁵	1.5628x10 ⁴
E1 [KJ/mol]	57.528	41.054	54.497	57.488	59.300
E2 [KJ/mol]	138.12	169.95	146.47	150.27	151.42
E3 [KJ/mol]	121.95	101.67	117.21	122.53	131.89
E4 [KJ/mol]	122.22	171.25	140.99	144.74	125.77
WS10	0.1444	0.140	0.121	0.129	0.133
WS20	0.2483	0.249	0.268	0.262	0.265
WS30	0.6073	0.611	0.610	0.609	0.602
V_{n3}	0.509	0.498	0.508	0.502	0.504
V_{R4}	0.408	0.410	0.424	0.412	0.414
n1	0.820	0.538	0.756	0.713	0.735
n2	1.437	1.700	1.546	1.6778	1.619
n3	1.653	1.695	1.673	1.839	1.864
n4	1.033	1.455	1.003	1.172	0.999
Iterações	43	300*	42	56	36
Norma Res.	0.0014402	0.00078751	0.0011659	0.00087996	0.030861
Fit_TG [%]	0.796	0.7802	0.968	1.006	1.152/1.104 1.543/1.639
Fit_DTG[%]	3.243	2.194	2.769	2.219	5.493/3.169 3.142/3.739
R ² _TG	0.99983	0.99987	0.99976	0.99986	0.99889/0.99964 0.99963/0.99971
R ² _DTG	0.97746	0.98980	0.98301	0.99071	0.94001/0.97812 0.97897/0.97483

(*) não convergiu ao fim de 300 iterações.

Tabela 14 – Resultados do processo de otimização não linear das curvas TG e DTG da tinta B, considerando uma reação de primeira ordem (n=1).

Parâmetros	B=5[°C/min]	B=10[°C/min]	B=15[°C/min]	B=25[°C/min]	B=5,10,15,25[°C/min]
A1 [s-1]	96.052	152.683	24.738	66.337	95.335
A2 [s-1]	1.24×10^{12}	4.9×10^{11}	2.49×10^{12}	1.99×10^{12}	1.4820×10^{12}
A3 [s-1]	62.633	80.39	146.969	114.958	159.850
A4 [s-1]	35.515	2.292	2.84018	6.3197	10.348
E1 [KJ/mol]	44.365	44.504	36.411	39.489	44.365
E2 [KJ/mol]	165.018	160.249	167.719	167.429	165.018
E3 [KJ/mol]	59.653	58.074	58.546	56.179	59.653
E4 [KJ/mol]	84.319	61.660	58.222	61.546	84.319
WS10	0.139	0.135	0.147	0.126	0.139
WS20	0.226	0.215	0.189	0.196	0.226
WS30	0.635	0.650	0.663	0.678	0.635
V_{∞}	0.483	0.491	0.491	0.499	0.483
V_{R4}	0.362	0.348	0.357	0.386	0.362
Iterações	50	49	55	93	36
Norma Res.	0.001547	0.001463	0.001582	0.001083	0.041734
Fit_TG [%]	0.957305	0.822538	0.660126	0.744641	2.8769/1.2240 2.3007/1.8029
Fit_DTG[%]	3.273543	3.269436	3.534216	2.790985	4.5607/3.5388 3.7486/4.0104
R ² _TG	0.999507	0.999698	0.999719	0.999684	0.99766/0.99892 0.99971/0.99887
R ² _DTG	0.965594	0.967848	0.962026	0.97838	0.93804/0.96434 0.95829/0.95730

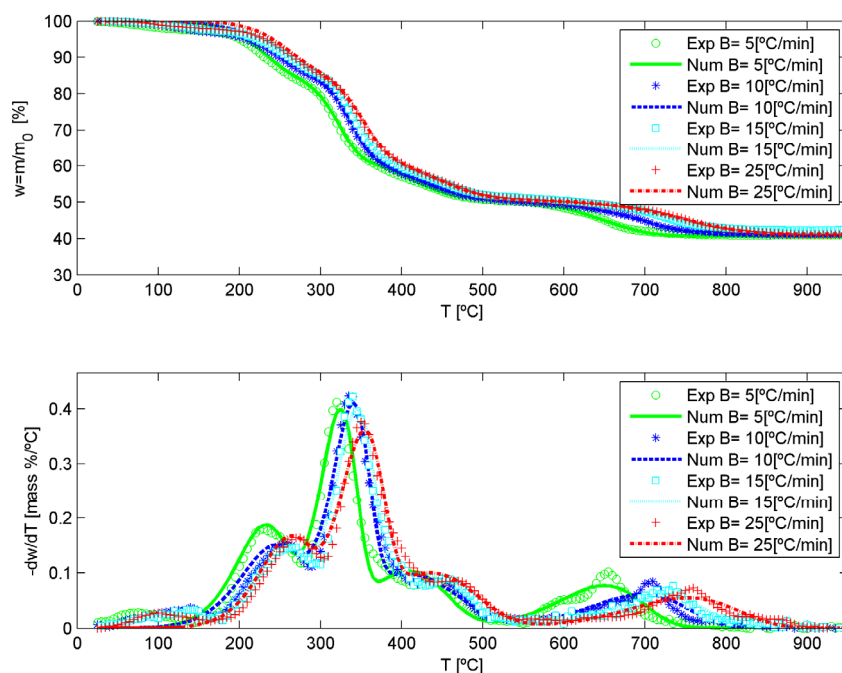


Figura 3.20 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação de primeira ordem (n=1) e os parâmetros da otimização individual das curvas apresentados na Tabela 12, (tinta A).

Tabela 15 – Resultados do processo de otimização não linear das curvas TG e DTG da tinta B, considerando reações de ordem n.

Parâmetros	B=5[°C/min]	B=10[°C/min]	B=15[°C/min]	B=25[°C/min]	B=5,10,15,25[°C/min]
A1 [s-1]	57.505	178.566	207.271	62.871	116.100
A2 [s-1]	8.14x10 ¹²	3.51x10 ¹²	4.76x10 ¹²	1.25x10 ¹³	6.26x10 ¹²
A3 [s-1]	9.897x10 ⁶	1.57x10 ⁸	2.54x10 ⁸	7.760x10 ⁷	8.70x10 ⁷
A4 [s-1]	8.666x10 ⁶	5.421x10 ⁵	1.114x10 ⁶	8.661x10 ⁴	1.14x10 ⁶
E1 [KJ/mol]	43.111	46.137	45.721	40.0124	43.952
E2 [KJ/mol]	173.660	169.671	170.128	176.118	172.060
E3 [KJ/mol]	120.186	136.150	133.307	126.317	128.820
E4 [KJ/mol]	175.412	154.006	156.381	135.619	157.000
WS10	0.144	0.138	0.147	0.134	0.135
WS20	0.237	0.254	0.220	0.208	0.225
WS30	0.619	0.608	0.634	0.659	0.640
V_{n3}	0.447	0.460	0.442	0.461	0.456
V_{R4}	0.362	0.348	0.357	0.386	0.364
n1	0.763	0.710	0.720	0.718	0.717
n2	1.146	1.247	1.149	1.082	1.126
n3	3.795	3.275	3.972	3.487	3.672
n4	2.211	2.522	1.722	1.537	2.364
Iterações	56	26	30	35	24
Norma Res.	0.000993	0.001219	0.001325	0.000813	0.028305
Fit_TG [%]	0.801008	1.132936	1.226689	0.901062	0.91266/1.2663 2.7032/1.7123
Fit_DTG[%]	2.56422	2.643881	2.75337	2.155656	4.3095/2.8451 2.5901/3.7706
R ² _TG	0.999705	0.999672	0.999503	0.999648	0.99909/0.99911 0.99976/0.99953
R ² _DTG	0.97902	0.980097	0.978314	0.987239	0.94047/0.97682 0.98067/0.96373

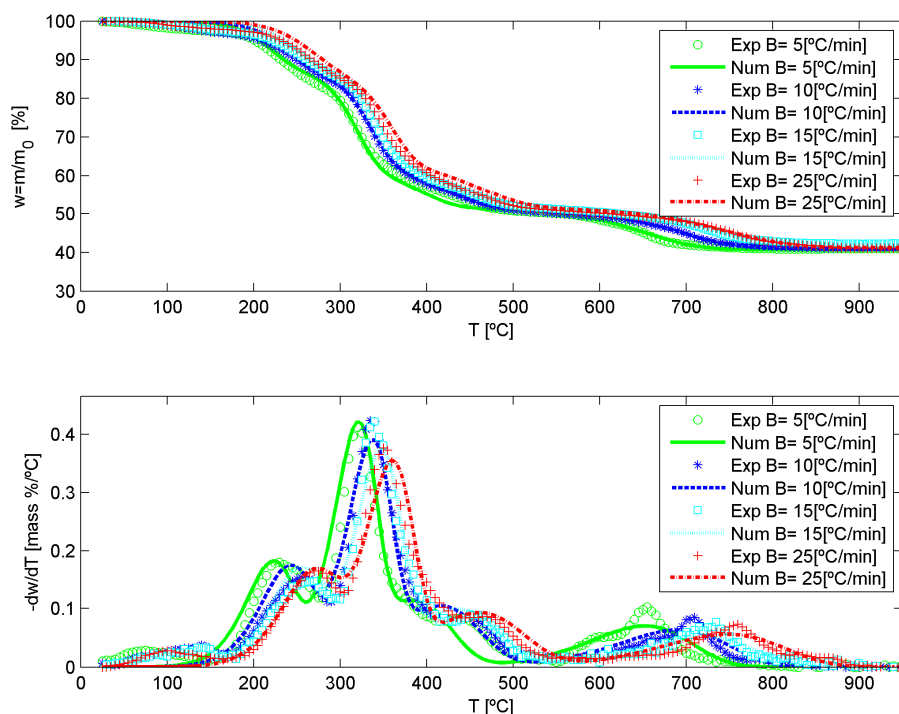


Figura 3.21 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação de primeira ordem ($n=1$) e os parâmetros da otimização simultânea de todas as curvas apresentados na Tabela 12, (tinta A).

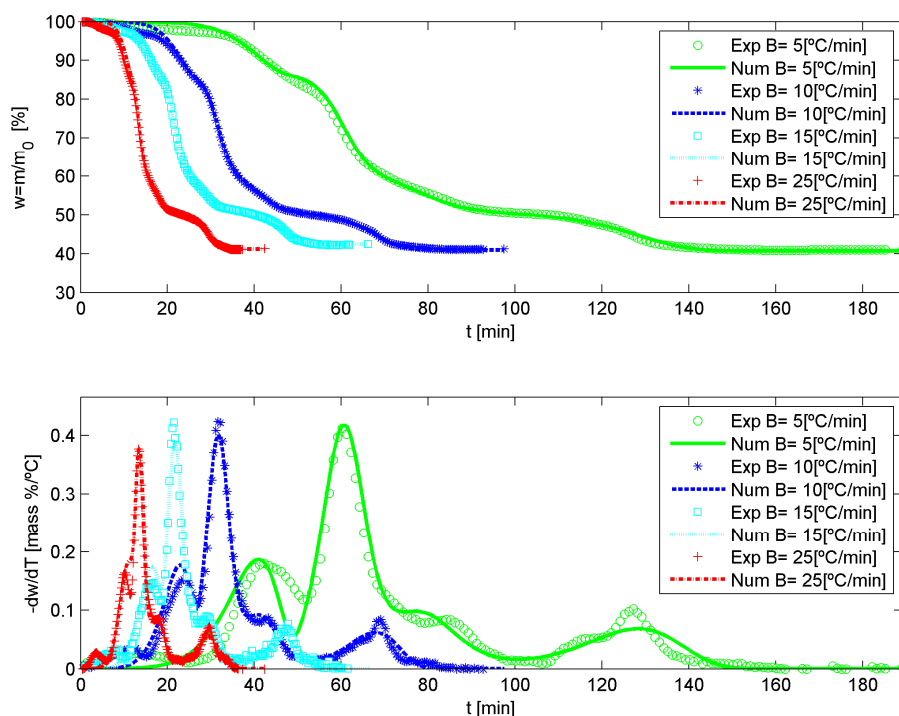


Figura 3.22 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação ordem n e os parâmetros da otimização individual das curvas apresentados na Tabela 13, (tinta A).

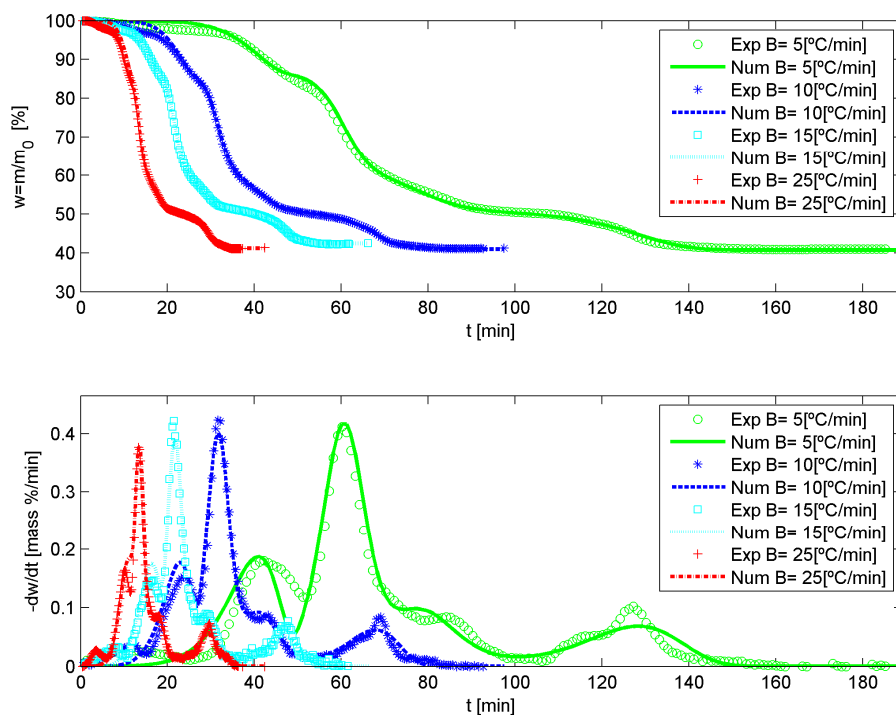


Figura 3.23 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação ordem n e os parâmetros da otimização simultânea de todas as curvas apresentados na Tabela 13, (tinta A).

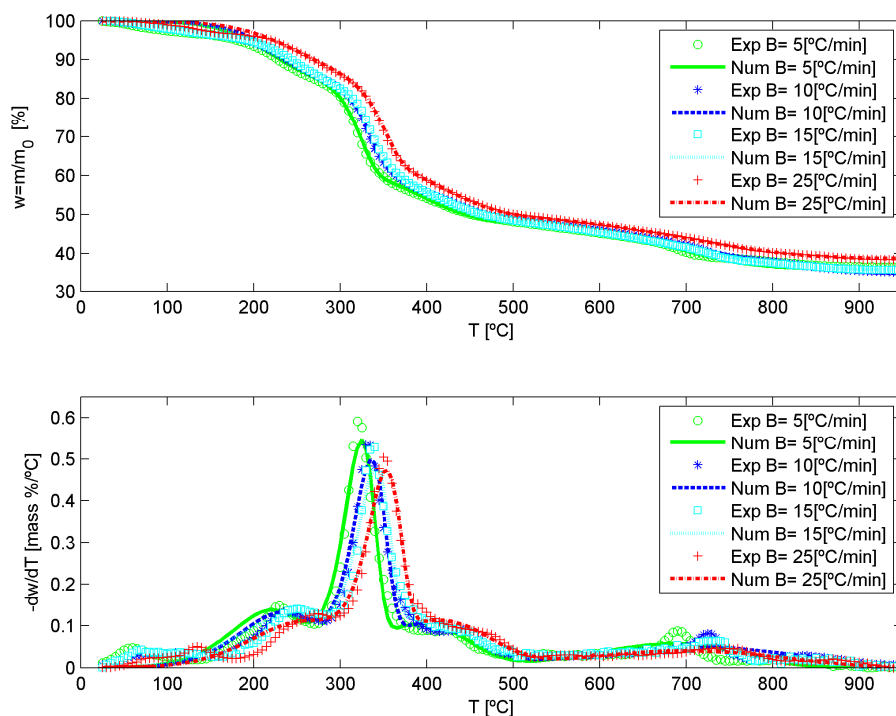


Figura 3.24 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação de primeira ordem ($n=1$) e os parâmetros da otimização individual das curvas apresentados na Tabela 14, (tinta B).

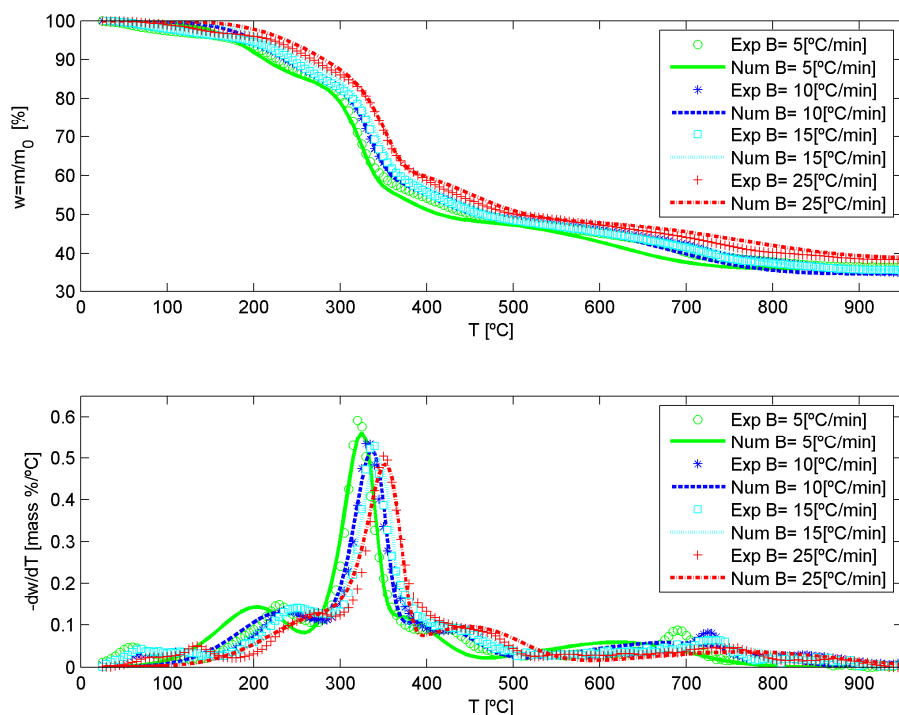


Figura 3.25 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação de primeira ordem ($n=1$) e os parâmetros da otimização simultânea de todas as curvas apresentados na Tabela 14, (tinta B).

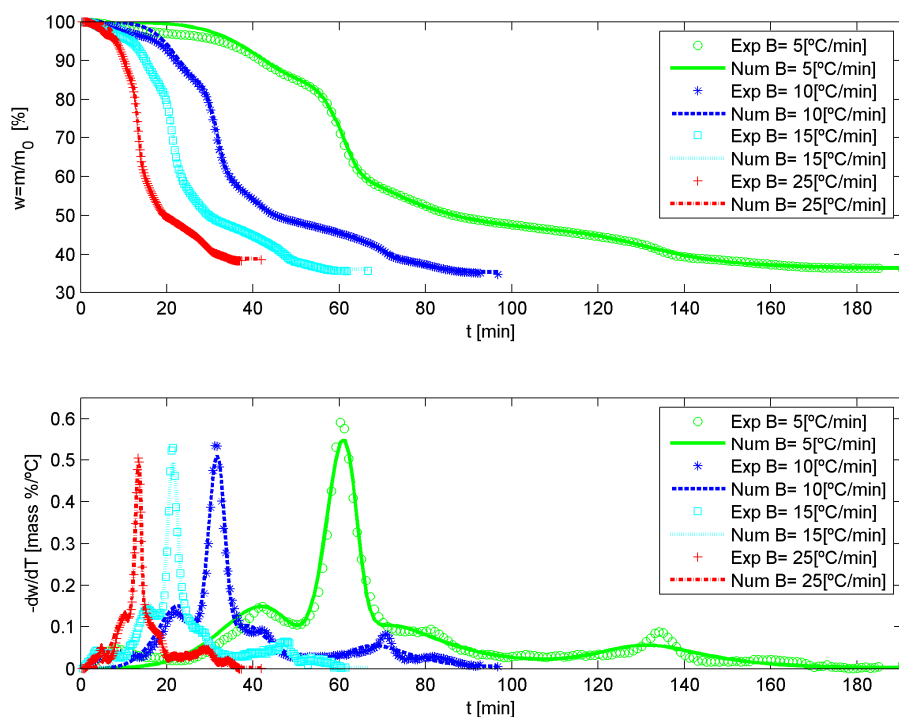


Figura 3.26 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação ordem n e os parâmetros da otimização individual das curvas apresentados na Tabela 15, (tinta B).

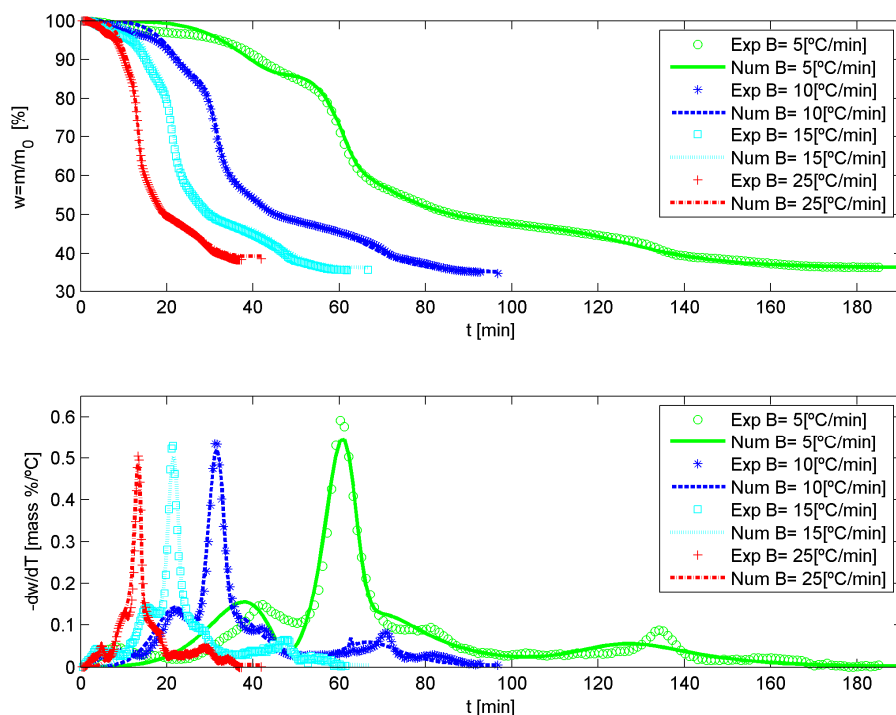


Figura 3.27 – Comparação entre os resultados experimentais e numéricos das curvas TG e DTG considerando uma reação ordem n e os parâmetros da otimização simultânea de todas as curvas apresentados na Tabela 15, (tinta B).

A análise dos resultados da otimização dos parâmetros das tintas A e B, especificamente através da qualidade do ajuste (Fit) e do coeficiente de determinação (R^2), permite concluir que o modelo que melhor representa os resultados experimentais é baseado em reações de ordem n , para ambas as tintas. De realçar que o modelo baseado em reações de primeira ordem ($n=1$) também descreve os resultados de perda de massa com uma qualidade razoável, originando, para todas as taxas de aquecimento, um coeficiente de determinação é superior a 0.999.

Utilizando a formulação apresentada na secção 3.5.1 e considerando o modelo baseado em reações de ordem n , é também possível determinar numericamente a perda de massa e a derivada da perda de massa de cada um dos componentes da tinta. Na Figura 3.29 e na Figura 3.30 é apresentada a variação mássica dos componentes WS1, WS2 e WS3 e dos resíduos carbonosos R3 e R4 com a temperatura, considerando os parâmetros obtidos pela otimização individual das curvas correspondentes às quatro taxas de aquecimento.

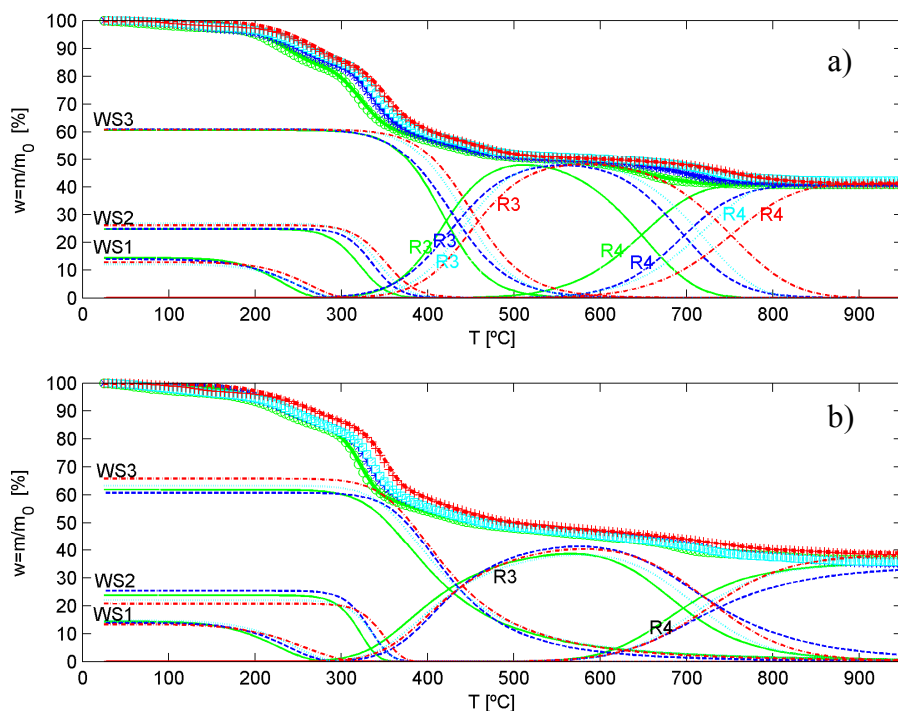


Figura 3.28 – Resultados numéricos da variação da massa dos componentes da tinta e respectivas derivadas, considerando os parâmetros otimizados com reações de ordem n. a) Tinta A. b) Tinta B.

As figuras mostram que, no caso da tinta A, a formação do resíduo carbonoso R3 e R4 ocorre num intervalo de temperatura mais curto quando comparado com a tinta B. As curvas da massa dos resíduos das tintas A e B também são significativamente diferentes, podendo concluir-se que a produção e a perda de massa de ambos os resíduos da tinta A é mais dependente da taxa de aquecimento da amostra, enquanto que a dispersão das curvas da tinta B é menor. Verifica-se ainda que a decomposição do componente WS3 da tinta B se prolonga para temperaturas mais elevadas, ou períodos de tempo superiores, como se apresenta na Figura 3.29 e na Figura 3.30, permitindo a geração de um resíduo carbonoso mesmo para temperaturas mais elevadas.

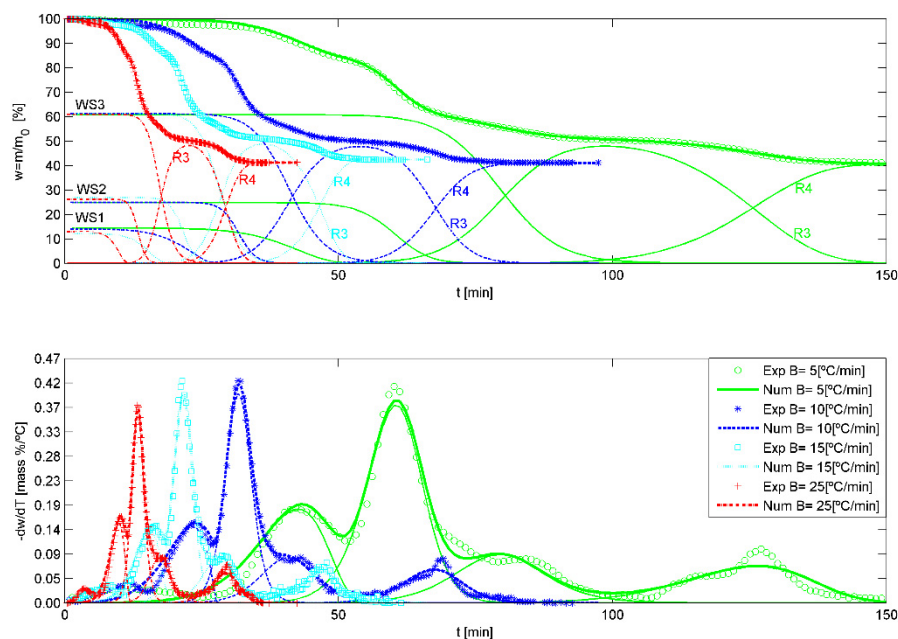


Figura 3.29 – Resultados numéricos da variação da massa dos componentes da tinta A e respectivas derivadas, considerando reações de ordem n e os parâmetros apresentados na Tabela 13.

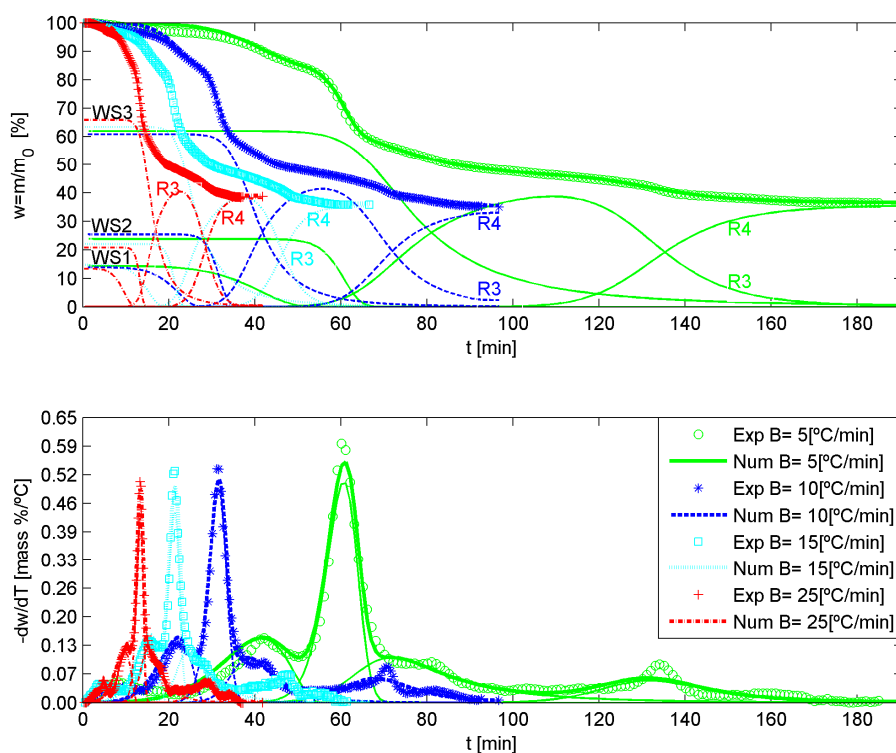


Figura 3.30 – Resultados numéricos da variação da massa dos componentes da tinta B e respectivas derivadas, considerando reações de ordem n e os parâmetros apresentados na Tabela 15.

A Figura 3.29 e a Figura 3.30 apresentam ainda os resultados numéricos da derivada da perda de massa dos componentes iniciais de cada uma das tintas e dos componentes produzidos. O valor numérico da derivada da perda de massa total é determinado pelo somatório das derivadas de cada um dos componentes, segundo a equação (3.35).

A produção de massa do resíduo R3 e do resíduo total R3+R4 e a sua comparação com a massa total da amostra é apresentada na Figura 3.31 e na Figura 3.32, para a tinta A e B, respetivamente, em função da temperatura da amostra e do tempo de teste. As curvas da variação da massa de resíduo total ($WR_3 + WR_4$) em função da temperatura permitem identificar três comportamentos distintos, havendo uma primeira fase em que a variação da massa com a temperatura é aproximadamente linear e cujo declive não varia significativamente com a taxa de aquecimento da amostra, seguindo-se uma variação não linear com redução da massa do resíduo, que corresponde à decomposição do resíduo R3 e sua transformação em resíduo carbonoso secundário (R4). Por fim, terminada esta decomposição, a massa de resíduo carbonoso total mantém-se constante com a temperatura e ao longo do tempo.

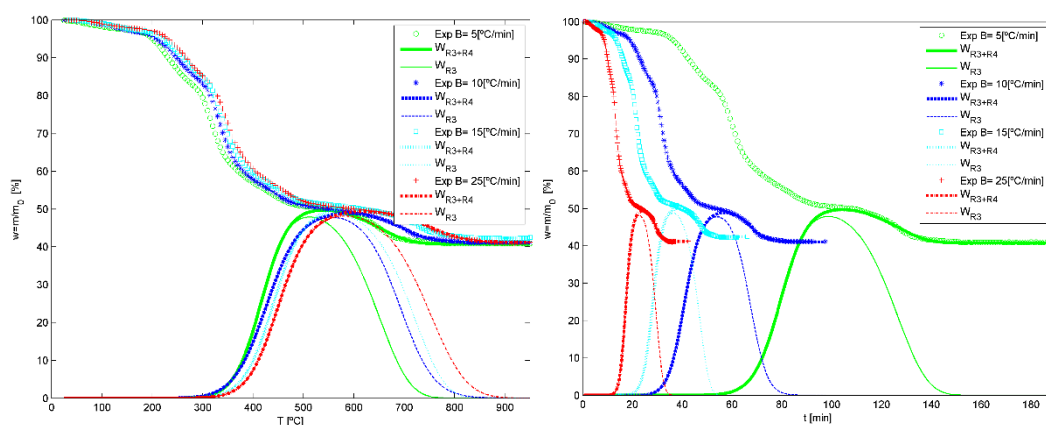


Figura 3.31 – Resultados numéricos da variação da massa de resíduo carbonoso WR_3 e massa carbonosa total ($WR_3 + WR_4$), com o tempo e com a temperatura, em comparação com a perda de massa experimental da amostra de Tinta A.

Os resultados numéricos mostram um valor máximo do resíduo carbonoso R3 da tinta A superior ao da tinta B, com um valor médio e um desvio padrão de 48.14% e 0.38% e 39.65% e 1.26%, respetivamente. A massa do resíduo carbonoso total da tinta A é de igual modo superior ao da tinta B, com valores médios de 49.48% e 41.48%, respetivamente. Este valor máximo varia com a taxa de aquecimento e ocorre num intervalo de temperaturas entre 540 e 620 [°C] no caso da tinta A e entre 610 e 640 [°C] para a tinta B, isto é, para a mesma

taxa de aquecimento a temperatura em que ocorre o valor máximo do resíduo carbonoso total da tinta B é sempre superior à da tinta A, conforme se pode constatar na Tabela 16.

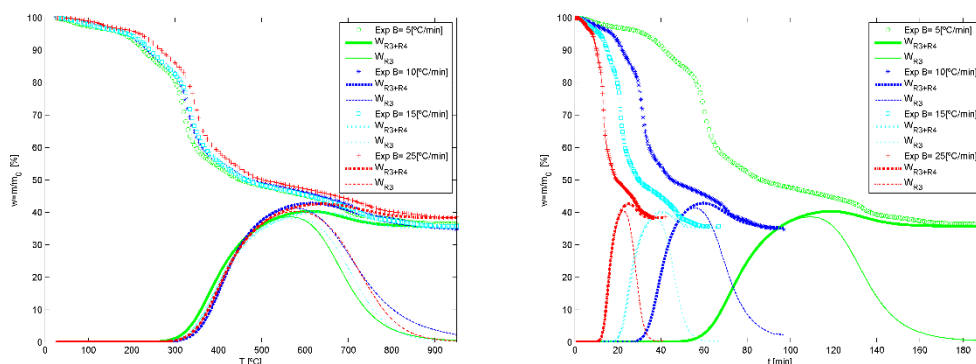


Figura 3.32 – Resultados numéricos da variação da massa de resíduo carbonoso WR3 e massa carbonosa total (WR3 + WR4), com o tempo e com a temperatura, em comparação com a perda de massa experimental da amostra de Tinta B.

Tabela 16 – Valores numéricos do resíduo carbonoso R3 e resíduo total das tintas A e B para as quatro taxas de aquecimento.

Tinta	Parâmetro	B=5[°C/min]	B=10[°C/min]	B=15[°C/min]	B=25[°C/min]
A	WR3 max. (%)	47.87	47.77	48.75	48.15
	t (WR3 max.) [min.]	98.15	53.64	36.14	22.73
	T (WR3 max.) [°C]	510	555	560	585
	t (WR3=1%) [min.]	60.16	29.66	21.15	13.13
	T (WR3=1%) [°C]	320	315	335	345
	Residuo max. (%)	49.70	48.87	50.02	49.32
	t (Res. max.) [min.]	104.14	57.14	38.47	24.13
	T (Res. max.) [°C]	540	590	595	620
B	WR3 max. (%)	38.63	41.33	38.25	40.38
	t (WR3 max.) [min.]	109.13	55.64	37.13	22.53
	T (WR3 max.) [°C]	565	575	575	580
	t (WR3=1%) [min.]	56.17	30.67	19.82	11.94
	T (WR3=1%) [°C]	300	325	315	315
	Residuo max. (%)	40.36	42.85	40.09	42.62
	t (Res. max.) [min.]	118.13	59.63	40.80	24.93
	T (Res. max.) [°C]	610	615	630	640

Embora as figuras mostrem que a formação do resíduo carbonoso se inicia em instantes de tempo distintos, dependentes da taxa de aquecimento, também se verifica que este início ocorre em temperaturas aproximadamente constantes, independentes ou com pouca variação com a taxa de aquecimento. Analisando as quatro taxas de aquecimento, o valor médio da

temperatura em que se regista uma massa de resíduo carbonoso WR3 de 1% é de 328.75 [°C] e 313.75 [°C], para a tinta A e B, respetivamente.

3.6 Conclusões

Quanto expostas a uma solicitação térmica as tintas intumescentes sofrem uma série de etapas de decomposição térmica devidas a reações endotérmicas e exotérmicas. Estas reações envolvem a perda de massa traduzida pela libertação de componentes gasosos e pela formação de um resíduo carbonoso.

Este capítulo apresenta a análise do comportamento das tintas intumescentes em amostras de dimensão reduzida, à microescala, através de testes de termogravimetria. Nestes testes as amostras de tinta são submetidas a uma taxa de aquecimento constante e sua massa é determinada ao longo do tempo ou da temperatura.

O valor da evolução da massa residual da tinta intumescente é determinada ao longo do tempo e da temperatura para diferentes taxas de aquecimento em ambiente oxidativo (com ar) e inerte (com azoto).

Adicionalmente são realizados testes de calorimetria diferencial de varrimento para identificar e distinguir as etapas de decomposição endotérmicas das exotérmicas.

Os resultados dos testes de termogravimetria são considerados na definição do modelo de decomposição das tintas intumescentes baseado em três etapas de decomposição primárias em função dos componentes principais das tintas e numa etapa de decomposição secundária resultante do processo oxidativo do resíduo carbonoso primário do intumescente.

Os parâmetros cinéticos, as frações mássicas iniciais e os coeficientes estequiométricos são determinados através de um processo de otimização não linear multivariável, minimizando o erro quadrático entre a solução numérica e os resultados experimentais dos testes de termogravimetria.

O modelo apresentado permite a determinação da massa dos componentes sólidos do intumescente, nomeadamente a massa do resíduo carbonoso e a massa de gás produzida responsável pela diminuição da massa residual.

Capítulo 4: Testes experimentais de pequena escala

4.1 Introdução

As tintas intumescentes utilizadas na proteção ao fogo de estruturas metálicas são em geral designadas de espessura fina. Encontram-se disponíveis no mercado como sistemas de base aquosa ou de base solvente e podem ser aplicadas até aproximadamente 3 [mm]. Um dos problemas associados a este sistema de proteção é a adesão da camada intumescente ao elemento estrutural durante a sua exposição a um incêndio e após este. É importante que a intumescência permaneça em contacto com a superfície do aço para garantir a proteção ao fogo.

Existem vários tipos de testes existentes para caracterizar e/ou quantificar algum tipo de medida de caracterização do comportamento ao fogo dos materiais. Estes métodos são frequentemente divididos em dois tipos: Ensaios de resistência ao fogo e de reação ao fogo.

A terminologia de resistência ao fogo é aplicada aos elementos de construção, como paredes, portas e estruturas de suporte como vigas e colunas, dos quais se pretende que atuem como barreiras ou elementos de compartimentação do incêndio e que continuem a desempenhar a sua função de suporte de cargas durante a ação do mesmo. O comportamento ao fogo dos materiais que os compõem não é de primordial interesse, exceto se este afetar diretamente a resistência ao fogo do elemento.

A reação ao fogo permite qualificar e quantificar o modo como o material responde quando sujeito a um incêndio ou exposto ao calor. O parâmetro mais sensível é a inflamabilidade, mas também a propagação da chama, a libertação de calor, combustibilidade, os fumos e produção de gases tóxicos assumem uma elevada importância na caracterização do risco de incêndio e dos seus efeitos.

A taxa de libertação de calor é uma medida da quantidade de calor que é libertada pelo material enquanto sofre combustão e é normalmente expressa como a energia libertada por

unidade de superfície exposta à chama. É uma das principais propriedades para caracterizar a flamabilidade ou resistência à chama de um material, (Madrzykowski, D. *et al*, 2008). O calor produzido por um objeto em combustão depende de várias variáveis, incluindo a composição do objeto, o aquecimento imposto, características do compartimento, etc. Enquanto que o calor (entalpia) de combustão de um material é um indicador do calor total resultante de uma combustão total e eficiente. No caso dos incêndios isto raramente acontece devido à inexistência de oxigénio suficiente.

O calorímetro de cone é um equipamento de teste e caracterização dos produtos ao fogo baseado no princípio do consumo de oxigénio durante a combustão. Este equipamento é utilizado por uma grande parte dos grupos de investigação ao fogo como meio de obtenção das propriedades dos materiais e dos parâmetros de entrada os modelos de previsão do comportamento ao fogo, (Babrauskas, V., 1982). A superfície da amostra do produto pode ser sujeita a diferentes níveis de fluxos de calor radiante.

O calorímetro de cone, como o conhecemos nos nossos dias, começou a ser desenvolvido no início da década de 80, após a introdução da técnica de calorimetria baseada na medida da concentração de oxigénio dos gases de exaustão, (Babrauskas, V., 1982). A primeira proposta de normalização das medições efectuadas em calorímetros de cone foi desenvolvida em 1986 (ASTM P190). A versão final e definitiva foi publicada em 1990 (ASTM E1354-90), com nova publicação em 2004 (ASTM E1354-04). Do mesmo modo, o método do calorímetro de cone também foi implementado nas normas ISO, inicialmente desenvolvida como projeto de norma (1990) e posteriormente publicada a sua versão definitiva com a denominação ISO 5660-1 em 1993. A última versão desta norma é do ano 2002, (ISO5660-1, 2002).

A forma ideal de se estudar o comportamento ao fogo de um material é através da análise em condições reais, utilizando ensaios de resistência ou reação ao fogo à escala real. No entanto estes testes têm um custo económico elevado e por vezes inoportável, especialmente numa fase de desenvolvimento de um produto.

Os ensaios de pequena escala, nomeadamente os realizados no calorímetro de cone, permitem ultrapassar estas dificuldades e simultaneamente determinar, numa escala laboratorial, o comportamento ao fogo de materiais e produtos, servindo também para desenvolver e calibrar modelos numéricos e semianalíticos (Bartholmai, M. *et al*, 2007; Bartholmai, M. *et al*, 2003; Gillet, M. *et al*, 2007; Omrane, A. *et al*, 2007; Staggs, J. E. J., 2009b; 2011; Staggs, J. E. J. *et al*, 2008; Staggs, J. E. J. *et al*, 1999).

Devido à facilidade de operabilidade e quantidade de propriedades que se podem extrair com os ensaios em calorímetro de cone, este tornou-se no equipamento mais importante e mais utilizado na investigação e no desenvolvimento da reação do fogo dos materiais, (Schartel, B. *et al*, 2005).

4.2 Calorímetro de cone e procedimento do ensaio

O equipamento utilizado na realização dos testes foi o instalado no Laboratório de Fumo e fogo do INEGI que permite a execução de ensaios de reação ao fogo segundo as normas ASTM E1354 (ASTM, 2004) e ISO 5660 (ISO, 2002). A sua representação esquemática é apresentada na Figura 4.1 e possui como elementos principais: uma célula de carga (7), com uma resolução de ± 0.1 [g], posicionada por baixo do suporte do provete (6); uma resistência elétrica com a forma de uma serpentina que contorna interiormente um elemento tronco cónico (3); e um termopar (4) que mede e controla a temperatura da resistência elétrica. Esta temperatura está diretamente relacionada com o fluxo de calor radiante pretendido e é determinada através do processo de calibração com um medidor de fluxo de calor do tipo Gardon ou Schmidt-Boelter.

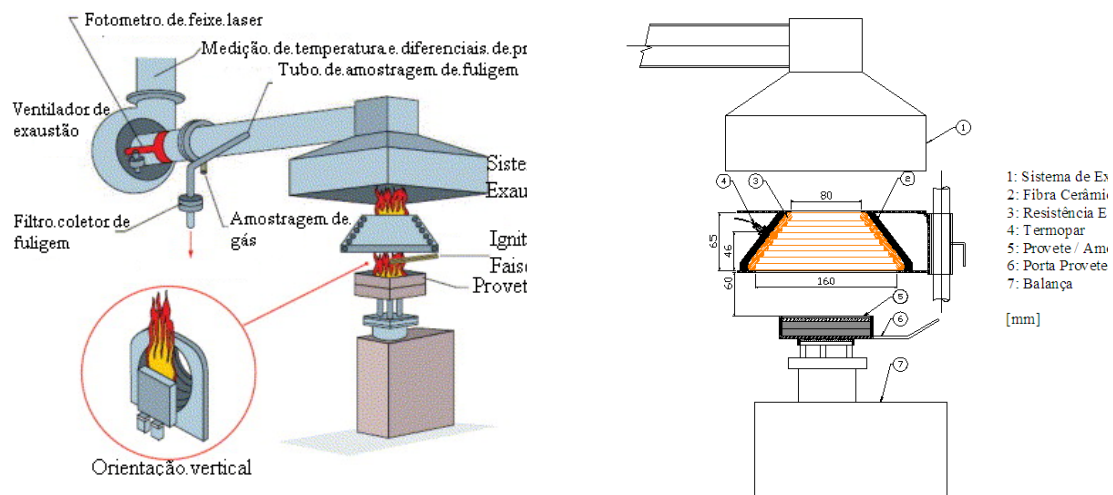


Figura 4.1 - Representação esquemática do calorímetro de cone.

São ainda elementos constituintes do calorímetro de cone: o sistema de exaustão dos gases de combustão (1); o analisador de oxigénio, de monóxido e dióxido de carbono e o sistema de registo de dados. O suporte de provetes pode ainda ser substituído em função da orientação pretendida, horizontal ou vertical.

Estes elementos permitem determinar as propriedades de reação ao fogo definidas nas normas e incluem: a taxa de libertação de calor (HRR), o resíduo mássico da amostra (mf), o calor efetivo de combustão (EHC), a área específica de extinção ou produção de fumo (SEA), a libertação de dióxido de carbono (CO₂) por unidade de massa e a libertação de monóxido de carbono (CO) por unidade de massa.

A taxa de libertação de calor (HRR - *heat release rate*), determinada através de ensaios laboratoriais, como é o caso do calorímetro de cone, não pode ser considerada uma propriedade intrínseca do material, já que o comportamento termofísico e termoquímico do material depende das condições de utilização do equipamento e mesmo da própria amostra. No entanto estes testes continuam a ser efetuados, e cada vez com maior relevância, para que os seus resultados sejam incorporados em simples correlações ou modelos matemáticos, mais ou menos desenvolvidos, de ignição, desenvolvimento e propagação de incêndios, (Babrauskas, Vytenis, 1995). O calor libertado durante a queima dos materiais existentes no compartimento de um incêndio atua como energia térmica adicional ao desenvolvimento do incêndio. Segundo a norma ISO5660-1 (ISO, 2002), este parâmetro é determinado experimentalmente através da medição do consumo de oxigénio durante o ensaio no calorímetro de cone, no pressuposto de que o calor de combustão está diretamente relacionado com a quantidade de oxigénio necessária à combustão. Esta relação estabelece que são libertados 13.1×10^3 [kJ] de energia por cada quilograma de oxigénio consumido.

Durante o teste é especificado um fluxo de ar constante na câmara de aquecimento de 24 [L/s] para que os gases de combustão e produtos libertados se desloquem na direção do exaustor e assim permitir a medição exata da quantidade de oxigénio.

A decomposição da amostra com a temperatura liberta compostos inflamáveis que posteriormente se convertem em fumos. Esta é uma das grandes preocupações resultantes da ação de um incêndio, sendo a principal causa das mortes resultantes dos incêndios (Karter, MJ, 2012). A área específica de extinção (SEA) é o parâmetro que mede a massa dos compostos inflamáveis convertidos em fumo e é utilizada para a determinação da densidade de fumos dos produtos de combustão.

Especificado o fluxo de calor radiante pretendido, através da temperatura da resistência elétrica, e obtido um regime estacionário da temperatura, a colocação da amostra e do seu suporte sob o cone é efetuada com um escudo térmico para evitar o aquecimento destes, antes do início do teste. A remoção da amostra é feita de modo semelhante, conforme apresentado na Figura 4.2.



Figura 4.2 – Colocação do provete no calorímetro de cone e sistema de aquisição de imagem do teste.

4.3 Preparação e instrumentação dos provetes

Para a análise do desempenho das tintas intumescentes, em condições térmicas prescritas e devidamente controladas, foi realizado um conjunto de ensaios em placas de aço quadradas, com 100 [mm] de lado e com dois valores distintos da espessura, 4 e 6 [mm]. As temperaturas foram medidas através de quatro termopares do tipo k, dois na face exposta ao fluxo de calor radiante e protegida com tinta intumescente e dois na face não protegida, soldados no centro da placa e a $\frac{1}{4}$ da largura de ambas as faces. Para o estudo da influência da espessura de proteção, foram analisadas três espessuras de proteção (DFT) com um valor nominal de 500, 1500 e 2500 [μm].

Os testes foram realizados de acordo com a norma ISO5660-1 (ISO, 2002), com fluxos de calor por radiação de 35 e 75 [kW/m^2]. Estes valores são representativos de um incêndio na sua fase inicial de desenvolvimento, entre 20 a 60 [kW/m^2] e temperaturas do ar ambiente de 400-600 [$^{\circ}\text{C}$], e de um incêndio totalmente desenvolvido, definido por fluxos de calor acima de 50 [kW/m^2] e temperaturas superiores a 600 [$^{\circ}\text{C}$], acima da temperatura de auto ignição da grande maioria dos materiais, (Schartel, B. *et al*, 2007). Os fluxos de calor utilizados nos testes são especificados no equipamento através de uma temperatura da resistência elétrica igual a 689 para 35 [kW/m^2] e 905 [$^{\circ}\text{C}$] para 75 [kW/m^2].

As placas com espessuras de 4 [mm] foram analisadas com as três espessuras de proteção e sob a ação de dois fluxos de calor radiante, considerando-se uma repetibilidade de 3 testes. Para as placas com uma espessura de 6 [mm] foram considerados o menor e o

maior valor da espessura de proteção sujeitos aos dois fluxos de calor. Neste último caso foi realizado unicamente um teste em condições semelhantes.

Os provetes são colocados no porta provetes sob duas placas de silicato de cálcio com uma espessura de 6+6 [mm], de modo que a superfície da tinta intumescente permaneça à mesma cota do topo do porta provetes e numa posição horizontal. A variação da temperatura das placas de silicato de cálcio foi medida através de um termopar tipo k colocado entre as duas placas e no centro destas, conforme apresentado na Figura 4.3.

Para quantificação da quantidade de massa de tinta aplicada em cada placa, procedeu-se à pesagem dos provetes antes e após a aplicação da tinta intumescente. A aplicação da tinta seguiu as recomendações dos fabricantes das mesmas, definidas na ficha técnica, considerando a percentagem de diluição em água e uma aplicação da tinta por pistola convencional. A projeção da tinta fez-se diretamente sob o aço sem uma aplicação prévia de um primário, aplicando-se várias demãos até se obter a espessura pretendida. Neste processo, a espessura de tinta é controlada por meio de um medidor de espessura húmida (WFT).

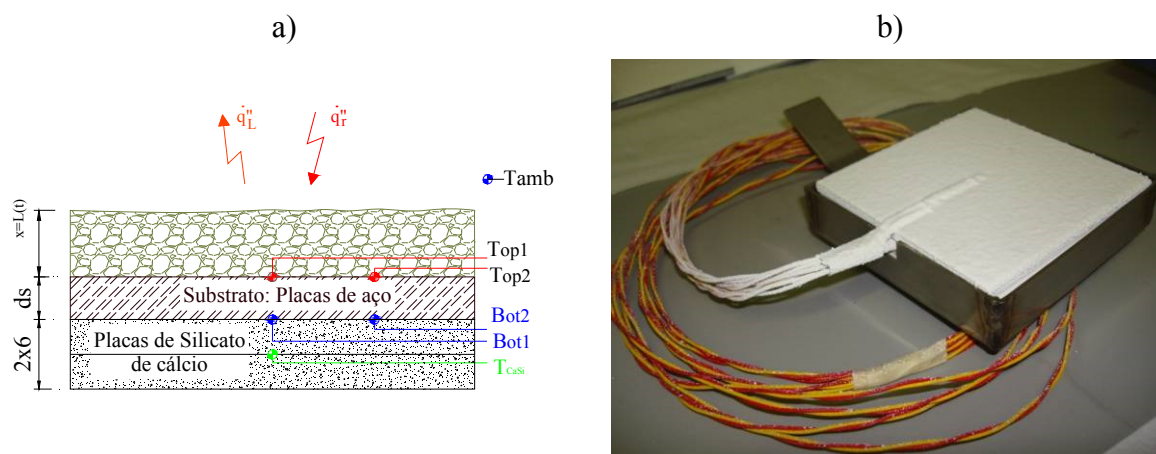


Figura 4.3 – a) Localização dos termopar nas placas de aço e de silicato de cálcio. b) Posicionamento das placas no porta provetes.

O valor da espessura seca da proteção (DFT) das placas é medida através de um medidor de espessura seca (Elcometer 456), em 16 pontos distribuídos na área da placa e encontra-se apresentado na Tabela 17 e Tabela 18, para os provetes da tinta A e B, respetivamente. Nestas tabelas são ainda apresentados os valores medidos da massa de tinta em cada provete, o desvio padrão das medições da espessura seca de proteção (DFT) e os valores máximo e mínimo das 16 medições.

Tabela 17 – Caracterização dos provetes dos testes em calorímetro de cone da tinta A.
Referência: Tinta/fluxo de calor/espessura da placa de aço/Espessura seca da
proteção/número do teste.

Referência do proвете	Massa Inicial [g]	Massa Final [g]	Massa de Tinta [g]	DFT [μm]	σ (SD) [μm]	Máximo [μm]	Mínimo [μm]
A 35 4 0.51-3	363,77	371,28	7,51	545	40,6	601	478
A 35 4 0.52-3	363,82	369,98	6,16	615	51,5	695	504
A 35 4 0.5 3	364,54	373,19	8,65	528	60,4	624	427
A 35 4 1.5 1	361,10	387,74	26,64	1670	107	1860	1500
A 35 4 1.5 2	362,17	388,06	25,89	1610	72,2	1750	1500
A 35 4 1.5 3	361,38	385,42	24,04	1450	84,9	1580	1280
A 35 4 2.51-2	362,81	400,38	37,54	2530	165	2800	2240
A 35 4 2.5 2	365,81	407,89	42,08	2590	122	2790	2310
A 35 4 2.53-2	363,49	404,38	40,89	2680	179	2920	2370
A 75 4 0.5 1	363,46	372,34	8,88	549	60,3	639	425
A 75 4 0.52-2	363,58	371,33	7,75	586	36,3	651	538
A 75 4 0.5 3	368,44	377,85	9,41	582	48,6	657	466
A 75 4 1.5 1	369,59	394,82	25,23	1510	83,7	1660	1390
A 75 4 1.5 2	371,11	396,24	25,13	1530	87,7	1720	1380
A 75 4 1.5 3	364,87	391,13	26,26	1620	98,7	1820	1450
A 75 4 2.5 1	366,97	407,71	40,74	2590	122	2760	2330
A 75 4 2.5 2	365,11	404,90	39,79	2590	134	2800	2350
A 75 4 2.5 3	370,60	410,77	40,17	2530	167	2810	2260
A 35 6 0.5 1	527,37	535,05	7,68	476	33,1	518	403
A 35 6 2.5 1	526,65	565,71	39,06	2420	150	2610	2130
A 75 6 0.5 1	522,90	530,58	7,68	494	33,9	561	434
A 75 6 2.5 1	525,71	564,89	39,18	2490	112	2670	2290

Tabela 18 – Caracterização dos provetes dos testes em calorímetro de cone da tinta B.
Referência: Tinta/fluxo de calor/espessura da placa de aço/Espessura seca da
proteção/número do teste.

Referência do proвете	Massa Inicial [g]	Massa Final [g]	Massa de Tinta [g]	DFT [μm]	σ (SD) [μm]	Máximo [μm]	Mínimo [μm]
B 35 4 0.5 1	366,73	375,36	8,63	571	41,6	665	506
B 35 4 0.5 2	365,38	374,88	9,50	626	38,6	698	563
B 35 4 0.5 3	364,95	373,95	9,00	603	49,5	710	481
B 35 4 1.5 1	365,63	390,10	24,47	1510	70,2	1610	1400
B 35 4 1.5 2	365,82	391,42	25,60	1570	64,1	1670	1470
B 35 4 1.5 3	364,80	390,67	25,87	1580	66,5	1710	1470
B 35 4 2.5 1	365,49	409,85	44,36	2640	90,9	2750	2460
B 35 4 2.5 2	366,29	409,12	42,83	2560	89,0	2660	2400
B 35 4 2.5 3	366,40	407,77	41,37	2510	85,7	2660	2350
B 75 4 0.5 1	362,92	371,94	9,02	581	35,9	653	518
B 75 4 0.5 2	366,00	375,97	9,97	662	53,9	817	599
B 75 4 0.5 3	367,53	377,53	10,00	631	31,2	707	583
B 75 4 1.5 1	366,27	390,71	24,44	1530	79,5	1720	1440
B 75 4 1.5 2	364,69	389,63	24,94	1550	67,8	1690	1450
B 75 4 1.5 3	359,09	384,05	24,96	1560	74,9	1740	1450
B 75 4 2.5 1	359,79	399,66	39,87	2520	211	2840	2170
B 75 4 2.5 2	364,28	405,30	41,02	2520	91,4	2690	2350
B 75 4 2.5 3	364,80	404,97	40,17	2490	126	2760	2340
B 35 6 0.5 1	528,60	537,10	8,50	533	56,7	663	431
B 35 6 2.5 1	528,91	571,74	42,83	2570	105	2720	2360
B 75 6 0.5 1	525,47	534,86	9,39	607	65,9	799	528
B 75 6 2.5 1	529,04	570,00	40,96	2610	75,8	2760	2500

Para identificação de cada provete, foi utilizado uma referência tendo em consideração as diferentes características de cada ensaio. Primeiro é identificada a tinta intumescente a ser testada (A ou B), seguida pela identificação do fluxo de calor utilizado (35 ou 75 [W/m²]), seguida pela espessura do substrato ou placa (4 ou 6 [mm]), seguida pela espessura inicial do intumescente (0.5, 1.5 ou 2.5 [mm]) e, finalmente, o número do ensaio (1,2 ou 3).

A Figura 4.4 apresenta o conjunto das placas de aço após a soldadura dos termopares tipo K e a aplicação da tinta intumescente.

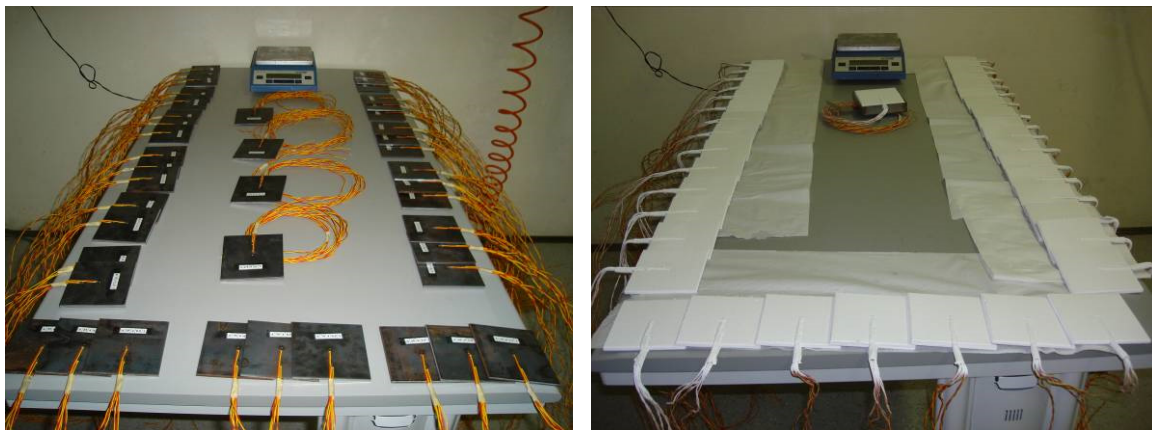


Figura 4.4 – Instrumentação e aplicação da tinta intumescente nas placas de aço.

4.4 Execução dos ensaios no calorímetro de cone

Os ensaios foram realizados no calorímetro de cone existente no Laboratório de Ensaio de Reação ao Fogo do Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial (INEGI). Previamente à execução dos ensaios, os provetes foram acondicionados numa câmara ambiental à temperatura de 23 [°C] e humidade relativa de 50% durante 7 dias, seguindo as especificações da norma ISO5660-1 (ISO, 2002).

Para minimizar o efeito de bordo no perímetro da amostra e garantir um fluxo de calor por radiação unidirecional na vertical, as amostras foram envolvidas numa folha de alumínio que cobre toda a superfície inferior da placa e um bordo de 3 [mm] da superfície superior protegida.

Ainda que a norma ISO5660-1 determine, para amostras de materiais “dimensionalmente instáveis”, a utilização de uma estrutura de retenção e de uma grelha metálica para impedir o contacto do material com o sistema de ignição e faíscas, esta montagem não foi utilizada, permitindo-se o desenvolvimento livre da intumescência. É de

realçar que o procedimento estabelecido pela norma nunca foi totalmente aceite pela comunidade científica, visto que ao impedir o desenvolvimento da intumescência a eficácia da tinta é alterada, (Schartel, B. *et al*, 2005).

A distância inicial entre a superfície da amostra e o calorímetro de cone foi de 60 [mm], de acordo com norma ISO 5660-1, (ISO, 2002), diminuindo com o aumento da intumescência. Esta situação pode originar uma não uniformidade do fluxo de calor na superfície da amostra, especialmente nas arestas da mesma, conforme verificado no trabalho de Schartel et al, (Schartel, B. *et al*, 2005).

Todos os ensaios foram gravados com uma câmara digital, para medição da intumescência de cada provete. Estes vídeos foram convertidos em fotogramas discretos no tempo para medição do desenvolvimento da intumescência de cada provete, através de uma rotina de processamento de imagem desenvolvida em Matlab. A leitura da temperatura dos termopares foi efetuada através do sistema de aquisição de sinal MGCplus da HBM, com módulos AP809, monitorizada e controlada com o programa catman[®]Easy, do mesmo fabricante, com uma frequência de aquisição de 5 [Hz].

4.4.1 Resultados dos ensaios realizados no calorímetro de cone

A Figura 4.5 apresenta a percentagem de massa residual em relação à massa inicial da amostra, e permite verificar que no período de tempo analisado a perda de massa é aproximadamente linear, especialmente nos testes com um fluxo de calor de 35 [kWm⁻²]. Para o fluxo de calor de 75 [kWm⁻²] já existe uma diminuição da taxa de perda de massa devido a uma maior intumescência da proteção e devido à temperatura existente na superfície que provoca a oxidação da camada carbonosa. Esta camada carbonosa, mais leve e de cor branca, é visível somente nas amostras sob a ação do fluxo de calor de 75 [kWm⁻²], conforme é apresentado na Figura 4.6 que apresenta as amostras após os ensaios. A Figura 4.7 apresenta um corte transversal da intumescência originada por uma espessura inicial (DFT) de 2.5 [mm] e uma ação térmica de 75 [kW/m²]. Nesta figura é visível a camada carbonosa superficial oxidada, a camada carbonosa primária e ainda uma camada mais fina junto à superfície do aço, que apresenta já um grau de decomposição relativamente à tinta virgem.

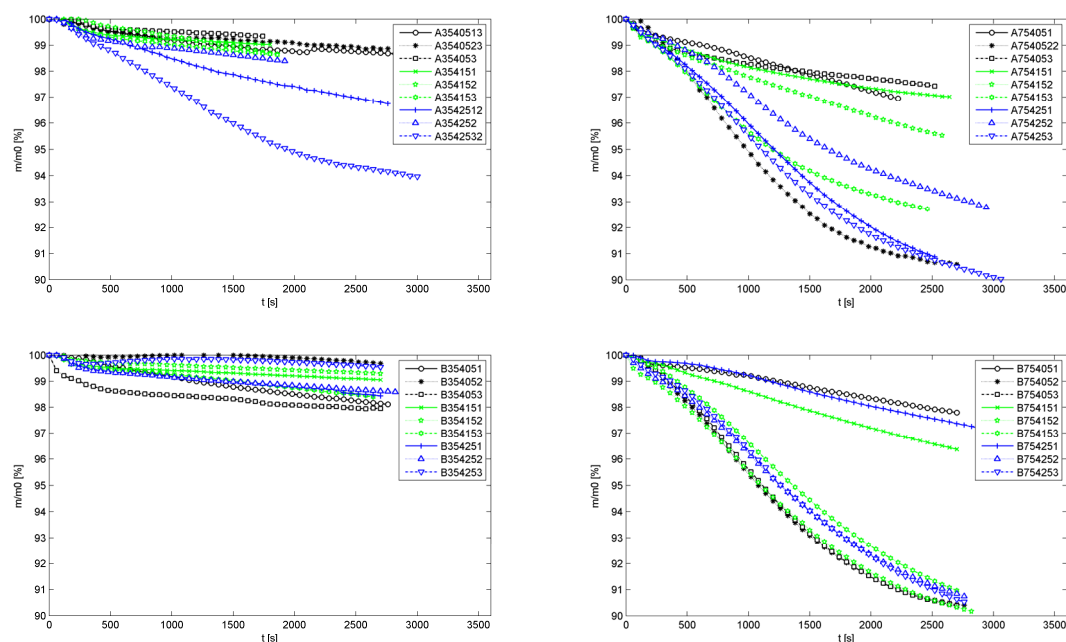


Figura 4.5 - Perda de massa das amostras de tinta A e B sujeitas um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m²].

Devido à capacidade máxima da célula de carga do calorímetro de cone não foi possível determinar a perda de massa das amostras com uma espessura da placa de aço igual a 6 [mm]. De referir que, embora se tenha posicionado os fios de termopar de forma a minimizar a sua interferência no valor lido pela célula de carga, a variação da massa apresentada reflete sempre esta interferência dos fios, equivalente a um efeito de mola exercido na célula de carga.



Figura 4.6 – Amostras da tinta A e B após ensaio com um fluxo de calor de 35 [kWm⁻²] (à esquerda) e 75 [kWm⁻²] (à direita).

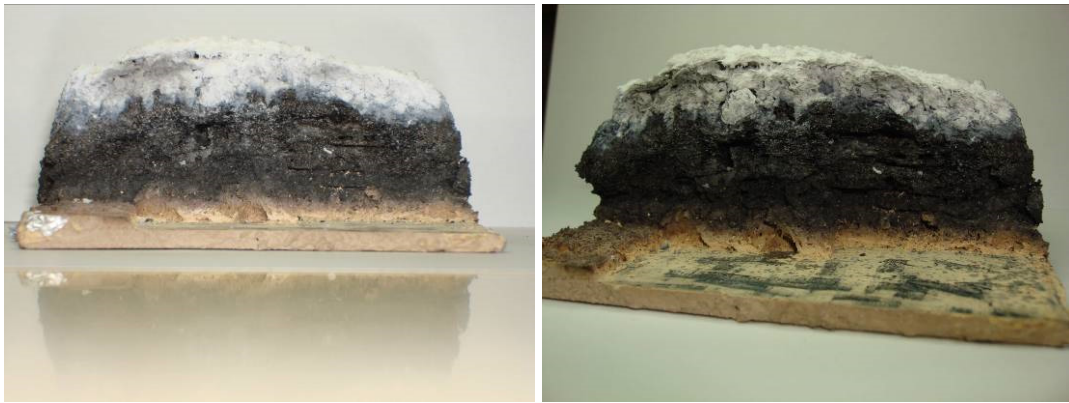


Figura 4.7 – Corte transversal da intumescência de uma amostra com uma espessura inicial de 2.5 [mm] de tinta A sob a ação térmica de 75 [kWm⁻²].

Durante a ação térmica foi igualmente monitorizada a variação das restantes características térmicas do material, nomeadamente a taxa de libertação de calor, o monóxido e o dióxido de carbono e a área específica de extinção de fumos. A variação da taxa de libertação de calor (HRR) com o tempo de ambas as tintas é a apresentada na Figura 4.8. Os valores medidos da HRR são muito baixos para ambas as tintas. Este valor é ainda mais reduzido para as amostras submetidas ao fluxo de calor de 35 [kWm⁻²]. Para o fluxo de calor mais elevado existe uma distinção clara entre a tinta A e a tinta B, com um valor aproximadamente constante ao longo do tempo e de menor intensidade na tinta A. No caso da tinta B este valor aumenta com o tempo, atingindo um valor máximo no período de tempo analisado, dependente da espessura inicial de tinta e igual a aproximadamente 30 [kWm⁻²]. Estes valores indicam que a contribuição do calor libertado pelas tintas para a severidade do incêndio é mínima, por comparação, por exemplo, com outros materiais que compõem um compartimento de incêndio de referência, como o aglomerado de madeira, o polipropileno e o polietileno. Estes materiais possuem valores de pico da taxa de libertação de calor de 200, 1897 e 1892 [kWm⁻²], respetivamente, (Grexa, O *et al*, 2003; Zhang, J. G. *et al*, 2006). Adicionalmente e conforme apresentado com maior detalhe no capítulo anterior, o mecanismo de decomposição das tintas envolve também processos endotérmicos, o que origina uma diminuição da sua participação no calor gerado pelo incêndio.

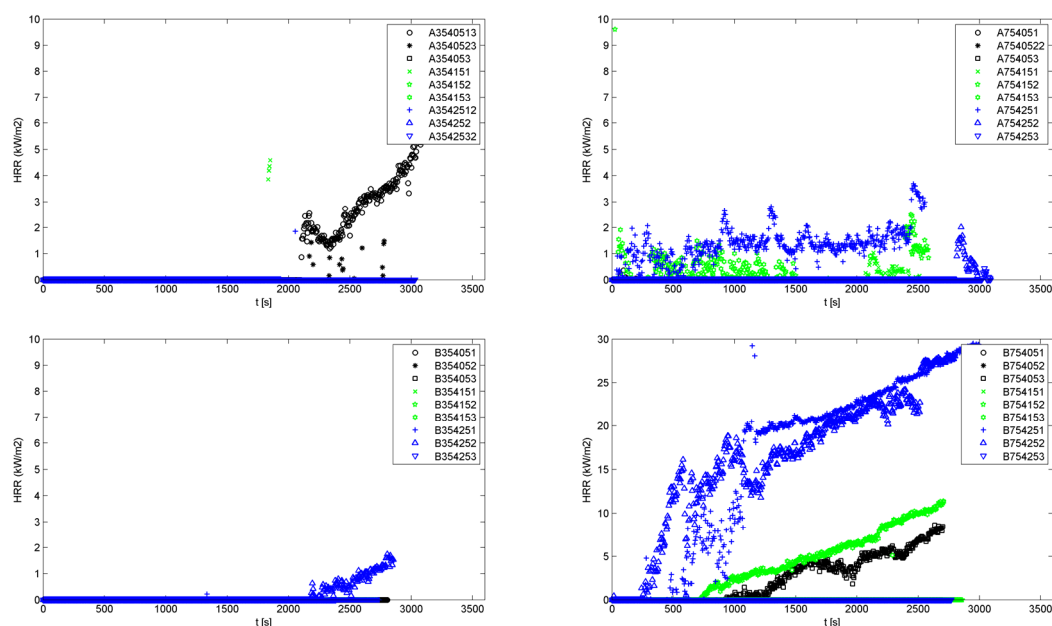


Figura 4.8 - Taxa de libertação de calor das amostras de tinta A e B sujeitas a um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m²].

O fumo é a principal consequência e agravante do risco de um incêndio. Provoca um abrandamento da evacuação e portanto um aumento da exposição dos ocupantes às condições letais originadas pelo calor e pelos gases tóxicos.

Os valores limite recomendados de exposição ao monóxido de carbono para proteger a saúde dos ocupantes durante uma atividade laboral de 8 horas variam de 25 a 50 ppm, partes de CO em relação ao ar ambiente (1ppm=1.17 [mg/m³]), (Raub, James A. *et al*, 2000).

O monóxido de carbono após ser inalado combina-se com a hemoglobina e dá origem à carboxiemoglobina (COHb). No entanto a afinidade do monóxido de carbono com a hemoglobina é de 230-260 vezes a do oxigénio, que dá origem à oxiemoglobina, potenciando ainda mais o efeito do monóxido de carbono no sangue. Esta afinidade e uma respiração rápida resultante de uma atividade pesada ou dinâmica, pode originar um aumento da COHb de 30% após 2 minutos de exposição num ambiente com 1% de CO, (Dolan, M. C., 1985). A Tabela 19 dá exemplos da concentração de CO no ar ambiente e uma estimativa dos níveis da carboxiemoglobina presentes no sangue e os seus efeitos fisiológicos na saúde humana.

A quantidade de gases tóxicos necessária para produzir incapacitação depende da exposição ou da concentração em função do tempo. O nível de CO que origina uma perda de consciência, e a morte, com concentrações mais elevadas e exposições superiores, é de 30.000 [ppm/min]. Isto significa que, no caso de o ocupante receber uma dose de 3000 ppm de CO por minuto, será expectável uma perda de consciência ao fim de 10 minutos. Estudos

Post mortem efetuados às vítimas de incêndios, mostraram que uma elevada percentagem (50-80%) possuíam níveis elevados de carboxiemoglobina, consistente com a exposição a níveis elevados de CO, (Irvine, D. J. *et al*, 2000). A inalação de CO₂ produz um aumento da taxa de respiração e por consequência o aumento da admissão de CO.

Tabela 19 – Efeitos fisiológicos da presença de monóxido de carbono no ar ambiente e da carboxiemoglobina (COHb) no sangue, a) (Raub, James A. *et al*, 2000), b) (Dolan, M. C., 1985).

CO no ar ambiente		COHb (%) (a)	Efeitos fisiológicos (b)	
%	ppm		COHb (%)	Sintomas
0.001	10	2	0-10	Sem interferência na saúde.
0.007	70	10		
0.012	120	20	10-20	Dores de cabeça, dispneia ao exercer esforços pesados.
0.022	220	30	20-30	Dores de cabeça latejantes, dispneia em esforços moderados, dificuldade de concentração e fraqueza.
0.035- 0.052	350-520	40-50	30-40	Dores de cabeça severas, tonturas, náuseas, vômitos, dificuldade de raciocínio, perturbações visuais.
			40-50	Confusão, perda de consciência e desmaio.
0.080- 0.122	800-1220	60-70	50-60	Colapso e convulsões.
			60-70	Coma, frequentemente fatal.
0.195	1950	80	>70	Coma, morte provável.

Os incêndios podem ser distinguidos em três categorias: (i) incêndio lento (*smouldering*), (ii) incêndios sem flashover e (iii) incêndios com flashover. A razão pela qual os incêndios podem convergir num destes três casos, com diferentes probabilidades, depende de vários fatores aleatórios que não podem ser previstos, como o tipo de fonte de ignição e o seu local, assim como a disposição dos materiais combustíveis. No entanto é interessante de se verificar que a probabilidade de ocorrência destes incêndios em apartamentos é muito semelhante nos EUA, Austrália e Canada. Incêndios com flashover, que implicam um elevado risco para os ocupantes, têm uma probabilidade de ocorrência baixa (15.3% a 18.3%), enquanto que os incêndios lentos e sem flashover, que originam baixos níveis de risco aos ocupantes, têm uma probabilidade superior, 18.7% a 24.5% e de 60% a 63%, respetivamente, (Yung, D. T. *et al*, 2002).

Relativamente à produção de monóxido e dióxido de carbono, apresentada na Figura 4.9 e Figura 4.10, pode-se verificar que seguem uma variação com o tempo muito semelhante e que existe uma diminuição na produção de ambos os gases, para as duas tintas, com o aumento do fluxo de calor. Este comportamento pode ser justificado pela produção da camada carbonosa em instantes iniciais do ensaio, no caso do fluxo de calor superior, originando uma barreira protetora e limitadora do fluxo de massa de gás para o exterior do

material. A contínua expansão do intumescente origina o aparecimento de pequenas fendas à superfície o que permite que estes gases, entre outros, continuem a sair do material em decomposição à medida que são produzidos. Os valores médios do CO determinados para a tinta A são de 0.024 e 0.022 [kg/kg] e para a tinta B de 0.064 e 0.011 [kg/kg] para os fluxos de calor de 35 e 75 [kW/m²], respetivamente. A produção de CO₂ é mais significativa, com valores médios para a tinta A de 0.226 e 0.075 [kg/kg] e para a tinta B de 0.280 e 0.080 [kg/kg], para os fluxos de calor de 35 e 75 [kW/m²], respetivamente.

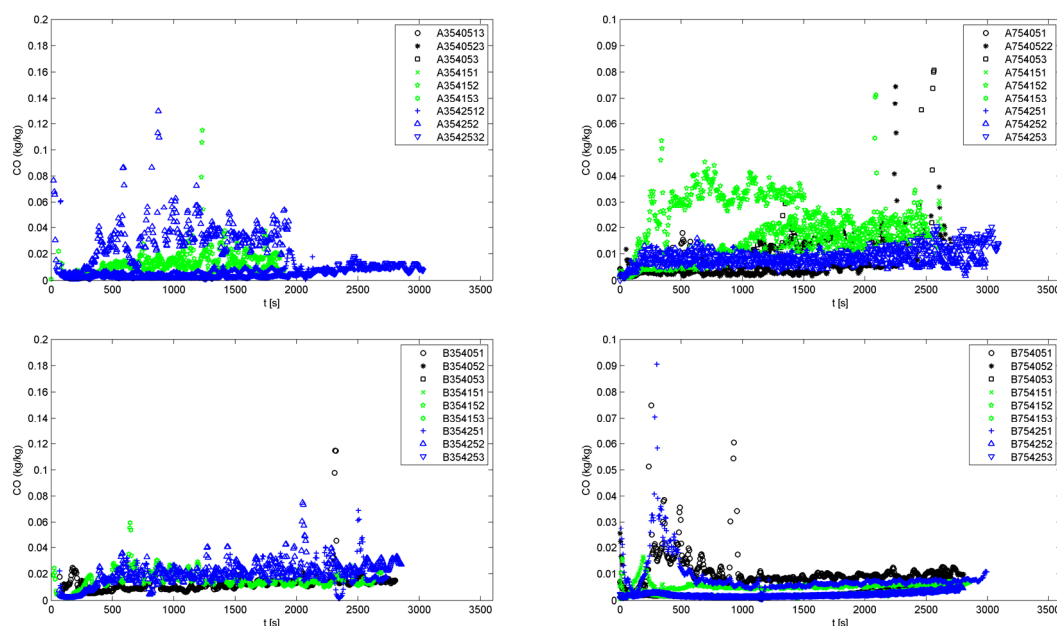


Figura 4.9 – Monóxido de carbono das amostras de tinta A e B sujeitas a um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m²].

Estes valores podem ser comparados aos obtidos nos testes efetuados em amostras de polipropileno (PP) com um fluxo de calor de 35 [kW/m²] que evidenciam valores médios de CO e de CO₂ iguais a 0.043 e 3.39 [kg/kg], respetivamente, (Fina, A. *et al*, 2006).

Ensaio realizados igualmente num calorímetro de cone (Chiu, SH *et al*, 1998) com amostras de PP e de PP com uma formulação intumescente composta por 23% de polifosfato de amónio, 14% de pentaeritritol e 13 % de melamina, submetido a um fluxo de calor de 50 [kW/m²], revelam a baixa resistência do PP à combustão, verificando-se uma diminuição do pico da HRR de 687 para 115 [kW/m²] com a adição do material intumescente. Com um fluxo de calor de 25 [kW/m²] estes valores são de 412 e 65 [kW/m²], respetivamente. Relativamente à emissão de CO, os resultados mostram igualmente uma redução do valor médio de 41.6 para 20.4 [ppm] e de 17.9 para 9.64 [ppm] nos fluxos de calor referidos.

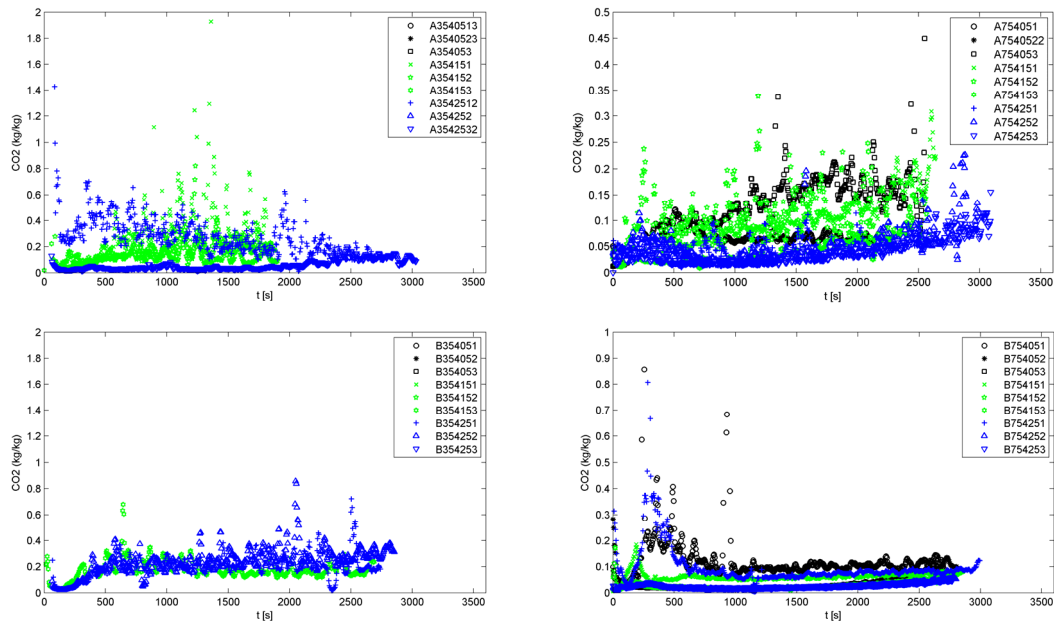


Figura 4.10 – Dióxido de carbono das amostras de tinta A e B sujeitas a um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m²].

A par da toxicidade determinada pela produção de CO e CO₂, a área específica de extinção de fumos (SEA) é um dos parâmetros mais importantes para se determinar a reação ao fogo de um material. A variação apresentada na Figura 4.11 mostra uma clara distinção entre os resultados a 35 e a 75 [kW/m²]. Nos gráficos apresentados é visível um pico inicial da curva compatível com o verificado durante a execução dos ensaios. Com a rápida formação carbonosa, para um fluxo de calor de 75 [kW/m²], a intensidade da produção de fumos é inferior, por comparação com o fluxo de calor mais baixo, e a sua variabilidade com o tempo é menor. Os valores médios para a tinta A são de 441.02 e 231.21 [m²/kg] e para a tinta B de 680.12 e 73.61 [m²/kg] para os fluxos de calor de 35 e 75 [kW/m²], respetivamente.

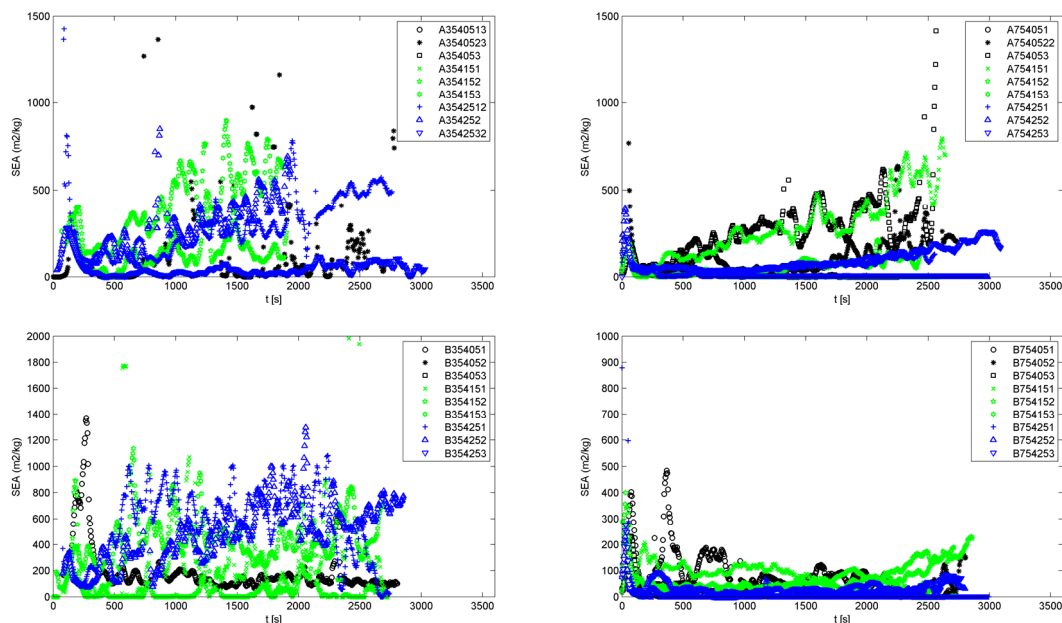


Figura 4.11 – Área específica de extinção de fumos (SEA) amostras de tinta A e B sujeitas a um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m²].

A variação da temperatura do aço, da placa de silicato de cálcio e da temperatura ambiente com o tempo foi adquirida durante a execução dos ensaios. Para permitir aferir a eficácia da proteção, foi analisada uma placa de aço com 4 [mm] de espessura sem proteção intumescente. Os resultados da temperatura do aço são os apresentados na Figura 4.12 para dois ensaios distintos: (i) primeiro com fluxo de calor de 35 [KW/m²] e posterior reposição do fluxo para 75 [KW/m²]; (ii) ensaio totalmente efetuado com um fluxo de calor igual a 75 [KW/m²]. Na mesma figura é apresentada a curva do incêndio padrão ISO834, representativa da temperatura dos gases de incêndio.

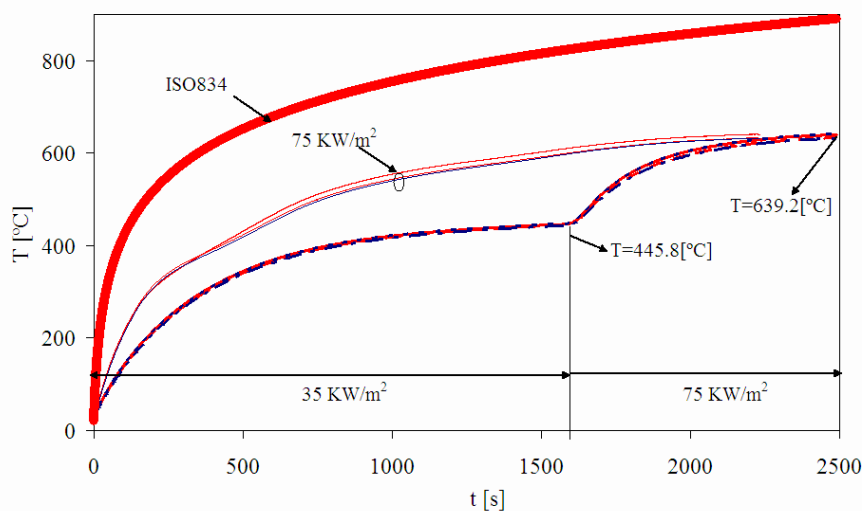


Figura 4.12 - Evolução da temperatura numa placa de aço de 4 [mm] sujeita a fluxos de calor radiante de 35 e 75 [kW/m²] e comparação com a curva de incêndio ISO834.

A Figura 4.13 apresenta a variação com o tempo da temperatura média das placas de aço com 4 [mm] protegidas com a tinta A e B e submetidas a um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m²]. Esta temperatura representa o valor médio das duas temperaturas medidas na superfície superior (TOP1 e TOP2) e na superfície inferior (BOT1 e BOT2). Os resultados individuais da variação da temperatura de cada um dos testes são apresentados no Anexo A1.

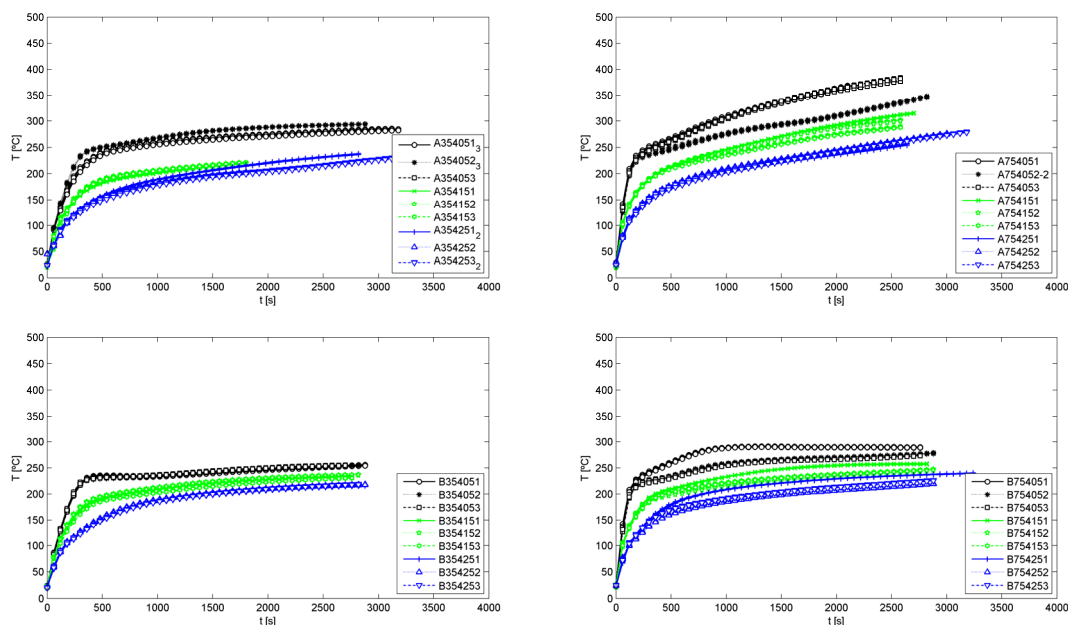


Figura 4.13 – Variação da temperatura média da placa de aço com 4 [mm] protegidas com tinta A e B, para fluxos de calor de 35 e 75 [kW/m²].

O comportamento das curvas apresentadas é muito próximo para os três ensaios realizados com a mesma espessura nominal de proteção. A diferença mais significativa encontra-se nos ensaios de ambas as tintas, com um fluxo de calor de 75 [kW/m²] e uma espessura nominal de proteção de 0.5 [mm].

Os resultados mostram que as temperaturas registadas pelos termopares na superfície superior são muito próximas das obtidas na superfície inferior. Considerando o valor médio das temperaturas registadas no aço, verifica-se que, para o mesmo fluxo de calor, o tempo necessário para o aço atingir uma determinada temperatura aumenta com a espessura seca de proteção (DFT).

A Figura 4.14 apresenta a variação da temperatura das placas de aço com 6 [mm] protegidas com tinta A e B, para fluxos de calor de 35 e 75 [kW/m²]. As curvas seguem uma variação esperada, com as placas protegidas com tinta B a apresentarem temperaturas inferiores às protegidas com tinta A, situação que também ocorre nas placas de

4 [mm]. A curva do ensaio B356051 distingue-se das restantes por existir uma diminuição da temperatura. Esta situação é devida a uma reação inicial mais lenta no processo de intumescência deste ensaio, ocorrendo uma maior proteção pelo desenvolvimento mais rápido da intumescência após, aproximadamente, 500 [s] do início do ensaio, como pode ser verificado na Figura 4.20.

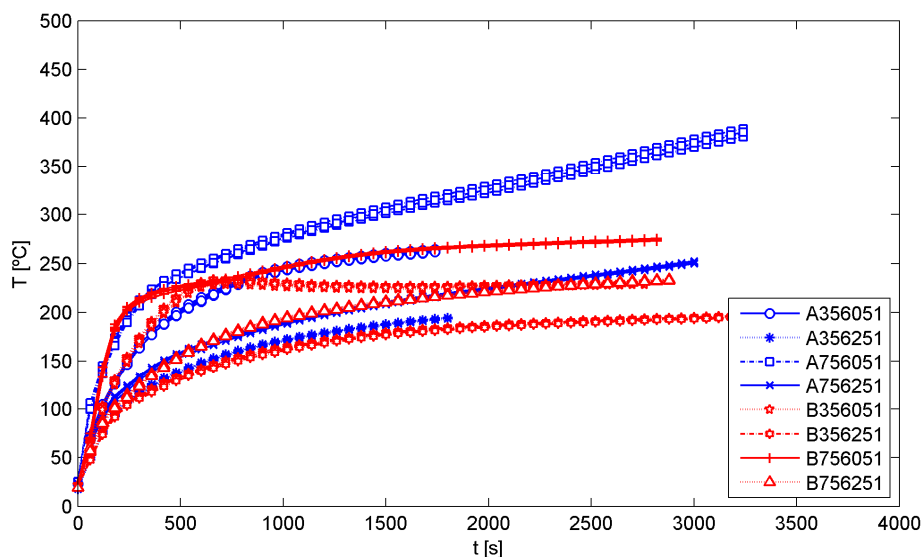


Figura 4.14 - Variação da temperatura das placas de aço com 6 [mm] protegidas com tinta A e B, para fluxos de calor de 35 e 75 [kW/m²].

Na Tabela 20 e na Tabela 21 são apresentados os valores da temperatura média do aço de todas as amostras ensaiadas para instantes de tempo de referência, 900, 1800 e 2700 [s]. Com a exceção do ensaio já mencionado, a temperatura média da placa aumenta nestes três instantes de referência.

Analisando mais em pormenor as placas protegidas com tinta A e com um fluxo de calor 35 [kW/m²], no instante de tempo igual a 30 [min], a temperatura média dos três ensaios de cada grupo são de 278, 221, 206 [°C] para as espessuras nominais de proteção 0.5, 1.5 e 2.5 [mm], respetivamente. Para um fluxo de calor de 75 [kW/m²] as temperaturas são superiores e possuem os valores: 335, 278 e 235 [°C], para as mesmas espessuras nominais.

No caso das placas protegidas com tinta B, para o mesmo instante de tempo, as temperaturas médias dos seis grupos são, em geral, inferiores. Para um fluxo de calor de 35 [kW/m²] as temperaturas possuem os valores: 246, 225 e 206 [°C]. Para o fluxo de calor de 75 [kW/m²] as temperaturas possuem os valores: 275, 240 e 213 [°C], para as espessuras nominais de proteção 0.5, 1.5 e 2.5 [mm], respetivamente.

Tabela 20 – Temperatura média da placa e da intumescência em diferentes instantes de tempo dos testes relativos à tinta A.

Referência do provete					DFT [μm]	Temp. média da placa			Intumescência [mm]			E=dp(t)/DFT
						900 [s]	1800 [s]	2700 [s]	900	1800 [s]		
A	35	4	0.5	1-3	545	255.3	270.6	280.2	15.89	16.46		30.22
A	35	4	0.5	2-3	615	264.30	286.00	293.10	10.73	14.03		24.36
A	35	4	0.5	3	528	--	--	--	12.55	12.55		23.78
A	35	4	1.5	1	1670	199.20	220.60	235.60	15.13	17.81		10.12
A	35	4	1.5	2	1610	201.20	219.90	228.60	24.99	25.89		15.97
A	35	4	1.5	3	1450	203.90	221.80	238.00	24.53	26.94		18.39
A	35	4	2.5	1-2	2530	184.70	215.30	235.10	20.21	22.75		9.07
A	35	4	2.5	2	2590	178.20	202.40	219.20	21.34	23.53		9.17
A	35	4	2.5	3-2	2680	174.30	200.90	219.50	20.97	23.97		8.82
A	75	4	0.5	1	549	300.70	350.90	394.50	13.68	14.75		26.83
A	75	4	0.5	2-2	586	270.10	302.60	341.70	13.08	15.83		28.28
A	75	4	0.5	3	582	297.40	352.10	384.00	11.47	12.03		21.10
A	75	4	1.5	1	1510	240.10	284.80	314.90	19.43	23.12		17.08
A	75	4	1.5	2	1530	238.00	280.60	303.70	19.76	22.68		16.11
A	75	4	1.5	3	1620	231.30	267.70	291.90	18.34	21.51		16.08
A	75	4	2.5	1	2590	199.40	231.80	257.80	22.30	26.37		10.68
A	75	4	2.5	2	2590	203.90	237.20	266.50	19.53	23.29		9.79
A	75	4	2.5	3	2530	199.30	234.70	264.20	20.54	24.07		10.65
A	35	6	0.5	1	476	238.80	263.80	276.40	11.89	13.68		28.75
A	35	6	2.5	1	2420	166.30	194.00	217.00	16.90	22.18		9.24
A	75	6	0.5	1	494	270.40	317.40	359.10	19.60	18.99		38.41
A	75	6	2.5	1	2490	183.70	218.60	242.50	19.32	23.70		10.37

Estas temperaturas podem ser comparadas com a temperatura média das placas de aço sem proteção. Quando a placa de 4 [mm] é submetida a um fluxo de calor igual a 35 [kW/m²], a temperatura do aço nos instantes 900 e 1800 [s] é de 409 e 551 [°C], respetivamente. No caso da solicitação com o fluxo de calor igual a 75 [kW/m²], a temperatura do aço nos instantes 900 e 1800 [s] é de 530, 618 [°C], respetivamente.

Verifica-se deste modo que, ao fim de 30 minutos de exposição, a aplicação de uma proteção intumescente dá origem a uma diminuição da temperatura do aço. Com a tinta A e considerando as duas solicitações térmicas esta redução da temperatura é de 46 a 63%, enquanto que, com a tinta B a redução é de 55 a 66%. Esta análise permite concluir que, nos instantes de tempo analisados, a eficiência de proteção da tinta B é superior à da tinta A, obtendo-se com uma espessura nominal equivalente (DFT) uma temperatura do aço inferior.

Verifica-se em todos os resultados que a temperatura registada no ar ambiente do cone, (Tamb), tende para um valor constante entre 150 e 250 [°C].

Tabela 21 - Temperatura média da placa e da intumescência em diferentes instantes de tempo dos testes relativos à tinta B-

Referência do provete	DFT [μm]	Temp. média da placa [°C]			Intumescência [mm]		
		900 [s]	1800 [s]	2700 [s]	900 [s]	1800 [s]	E=dp(t)/DFT
B 35 4 0.5 1	571	233.8	244.8	253.9	13.57	14.67	26.96
B 35 4 0.5 2	626	233.80	247.00	254.10	12.75	13.86	23.71
B 35 4 0.5 3	603	234.30	246.90	254.10	15.79	16.82	30.03
B 35 4 1.5 1	1510	206.90	226.20	234.10	13.25	16.82	13.26
B 35 4 1.5 2	1570	209.50	228.40	236.10	13.46	17.11	13.00
B 35 4 1.5 3	1580	199.80	219.90	230.00	13.71	15.54	11.82
B 35 4 2.5 1	2640	180.20	205.10	215.10	13.94	22.07	9.89
B 35 4 2.5 2	2560	184.70	207.20	216.80	14.18	21.45	9.80
B 35 4 2.5 3	2510	180.90	205.80	216.70	15.95	24.11	10.77
B 75 4 0.5 1	581	286.30	289.80	289.40	25.72	40.27	71.69
B 75 4 0.5 2	662	254.70	268.80	275.90	18.37	27.10	51.30
B 75 4 0.5 3	631	252.00	265.90	273	19.81	27.26	52.01
B 75 4 1.5 1	1530	228.90	252.60	257.30	31.48	46.45	34.98
B 75 4 1.5 2	1550	213.80	231.60	243.40	26.64	36.86	26.55
B 75 4 1.5 3	1560	218.40	235.00	244.60	28.75	37.55	24.56
B 75 4 2.5 1	2520	204.80	226.10	236.00	35.72	52.76	24.03
B 75 4 2.5 2	2520	182.50	204.20	217.20	26.03	37.57	17.62
B 75 4 2.5 3	2490	187.50	209.30	222.90	27.08	35.43	17.28
B 35 6 0.5 1	533	229.60	225.70	229.40	12.98	15.72	30.10
B 35 6 2.5 1	2570	158.1	183.3	192.1	10.02	13.68	6.46
B 75 6 0.5 1	607	241.5	266.1	273.4	16.36	22.18	46.88
B 75 6 2.5 1	2610	188.7	217.7	231.2	26.89	45.34	20.68

4.4.2 Medição experimental do processo de intumescência

Nesta secção são apresentados os resultados da evolução no tempo da intumescência dos provetes testados. Os testes foram registados através de uma câmara digital e os vídeos tratados posteriormente para obtenção dos fotogramas das amostras nos instantes de tempo pretendidos. Por cada ensaio foram definidos aproximadamente 200 fotogramas distribuídos no tempo e a intumescência determinada com estes, em função da dinâmica da intumescência do teste em análise. No início dos testes, quando a intumescência possui uma maior variação com o tempo, foi considerado um intervalo de tempo mais curto entre fotogramas, em regra de 20 [s], passando para 40 [s] ao fim de alguns minutos. Após se verificar que a intumescência fica mais estável e que a sua variação não é tão significativa, a medição desta é feita em períodos de 100 [s].

A medição da intumescência em cada fotograma é efetuada por processamento de imagem no Matlab® através de uma rotina desenvolvida para este efeito, (Mesquita, L. *et al*, 2008). Encontrando-se todos os fotogramas posicionados num referencial fixo, a rotina

desenvolvida permite medir em pixels, e após a etapa de calibração em [mm], a posição da superfície mais exposta do intumescente. Esta superfície é discretizada desde o início do desenvolvimento da intumescência até ao fim do ensaio com 10 pontos, equidistribuídos, na horizontal e ao longo da largura da placa de aço. É sobreposta à imagem dos fotogramas uma grelha com as coordenadas dos pontos seleccionados inicialmente para garantir que todas as medições são efetuadas exatamente à mesma coordenada x , variando unicamente a coordenada vertical destes, que determina o valor da intumescência.

O resultado do procedimento de medição da intumescência é apresentado na Figura 4.15 ao caso do teste A754153. Nesta figura é apresentada a variação da intumescência, $dp(t)$, nos 10 pontos ao longo da largura da placa (x) e em função do tempo (t). Como a figura mostra, a intumescência varia com o tempo e é mais significativa no centro da placa. Esta situação é devida à não uniformidade do aquecimento resultante do calorímetro de cone, conforme já mencionado, sabendo-se que o calor radiante é aproximadamente uniforme em 50-60% da área central da placa. Por esta razão, considera-se a área central da placa representativa do processo de intumescência e a espessura do intumescente determinada pelo valor médio das medições efetuadas nos quatro pontos centrais. Na mesma figura, no plano $x=100$ [mm], é apresentado o valor médio da espessura da intumescência e o desvio padrão das quatro medições. Na fase inicial há um aumento mais acentuado da intumescência, ficando mais estável ao longo do tempo de ensaio.

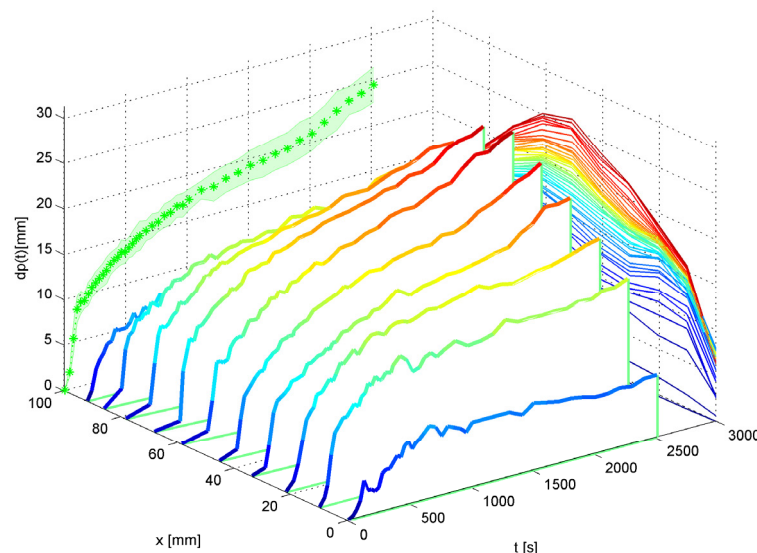


Figura 4.15 – Resultados do processamento de imagem do desenvolvimento da intumescência do ensaio A754153 com o tempo (t) e ao longo da placa de aço (x).

No plano vertical, em $t=3000[s]$, é apresentada a posição da superfície livre da intumescência na placa e ao longo do tempo. Cada curva é representada com um incremento de tempo de 60 [s]. A variação da intumescência da amostra A754153 é ainda apresentada na Figura 4.16, através de fotogramas discretos obtidos ao longo do ensaio. Para além de ser visível o processo de intumescência, verifica-se a grande quantidade de fumos libertados nos primeiros instantes do ensaio.



Figura 4.16 – Fotogramas do desenvolvimento da intumescência do ensaio A754153 com o tempo.

Os resultados da espessura da intumescência de todos os ensaios realizados são apresentados da Figura 4.17 à Figura 4.20. São apresentados unicamente os valores médios da intumescência para permitir uma leitura mais compreensível. Resultados mais detalhados de cada um dos grupos analisados (tipo de tinta, solicitação térmica e espessura de proteção), com o valor médio e o desvio padrão de cada ensaio, são apresentados no Anexo A2. Na Figura 4.17 é apresentado o valor médio da intumescência da tinta A aplicada às placas com

4 [mm] de espessura, com espessuras de proteção de 0.5, 1.5 e 2.5 [mm] e para as duas solicitações térmicas de 35 e 75 [kW/m²]. Os resultados mostram que os perfis de intumescência variam com a solicitação térmica, verificando-se que aumentando-se o fluxo de calor a intumescência máxima aumenta. No caso do fluxo de calor mais baixo e para baixas espessuras de proteção, existe um período inicial dos ensaios em que a expansão é lenta. Posteriormente a taxa da expansão aumenta com o tempo até que todo o material virgem é decomposto em matéria carbonosa e a expansão atinge um valor estacionário. No caso das amostras sujeitas ao fluxo de calor de 75 [kW/m²] verifica-se para todas as espessuras analisadas um rápido aumento da intumescência desde o início do ensaio. No entanto, só para o caso da espessura de proteção inicial de 0.5 [mm] é que se verifica que a intumescência atinge o seu valor máximo e estacionário, enquanto que, no período de tempo analisado, para as espessuras de 1.5 e 2.5 [mm], a intumescência continua a aumentar com o tempo.

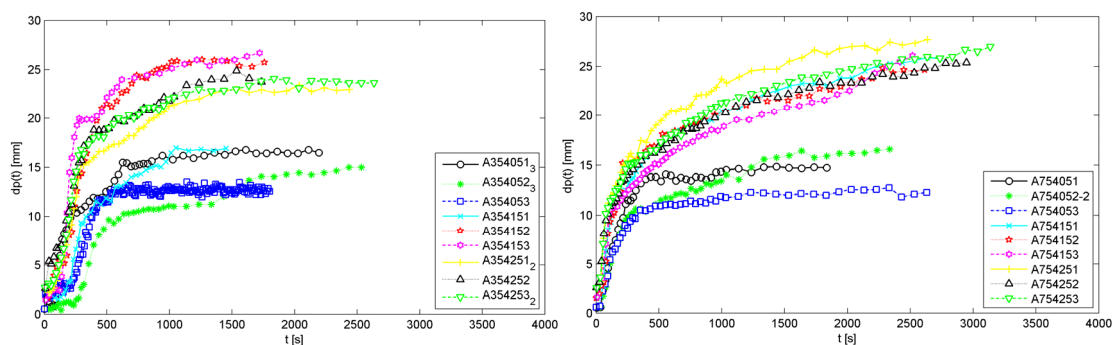


Figura 4.17 - Valor médio da espessura da intumescência da tinta A, para espessuras de proteção de 0.5, 1.5 e 2.5 [mm] e para fluxos de calor de 35 e 75 [kW/m²].

A Figura 4.18 apresenta a intumescência das amostras protegidas com tinta B. Nestas verifica-se, por comparação com os resultados das amostras da tinta A, um comportamento distinto no processo de intumescência. O comportamento inicial das amostras sujeitas ao fluxo de calor de 35 [kW/m²] é semelhante ao da tinta A, mas para períodos de exposição superiores, as amostras de tinta B continuam a reagir e a sua intumescência aumenta com o tempo. Esta situação é mais evidente quando as amostras são expostas ao fluxo de calor de 75 [kW/m²]. Demonstra-se assim que a tinta B é mais adequada para períodos de resistência ao fogo mais elevados.

De referir que, embora o método de aplicação da tinta tenha sido o mesmo para ambas as tintas, após a aplicação das várias demãos e respetiva medição da espessura seca final (DFT), as amostras da tinta B apresentavam sempre um melhor acabamento superficial em comparação com as amostras da tinta A. Esta situação pode estar relacionada com a maior

variação da espessura intumescente encontrada nas amostras de tinta A, e representada nas figuras do Anexo A2 pelo desvio padrão das medições efetuadas. Como exemplo, esta variação do relevo da superfície do intumescente é apresentada na Figura 4.19 para a amostra A3540513, que apresenta o maior desvio padrão de todas as amostras analisadas, e a amostra B354053, que igualmente com uma espessura de proteção igual a 0.5 [mm] possui uma superfície da intumescência mais regular.

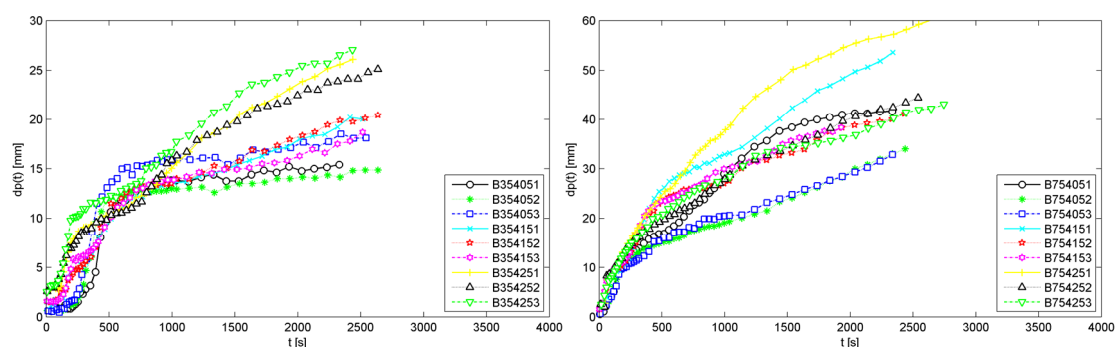


Figura 4.18 - Valor médio da espessura da intumescência da tinta B, para espessuras de proteção de 0.5, 1.5 e 2.5 [mm] e um fluxo de calor de 75 [kW/m²].

A mostra B754051 apresenta um comportamento singular relativamente à expansão, verificando-se uma deficiente adesão entre as demãos aplicadas, a qual pode potenciar o aumento da intumescência, ver a Figura 4.19.

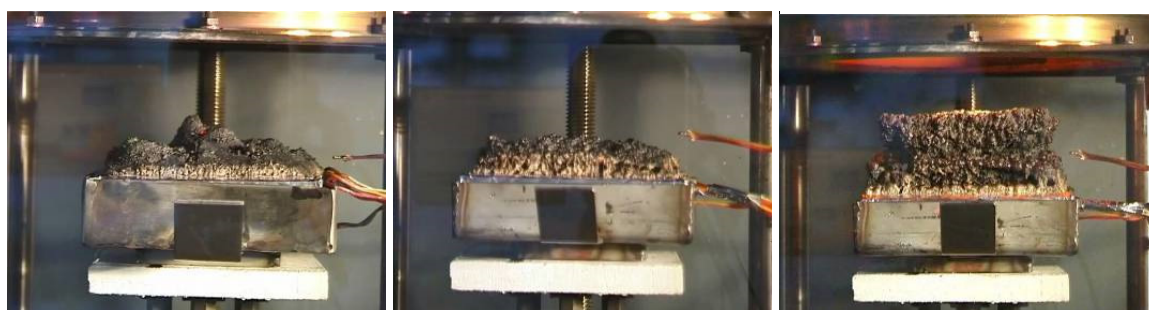


Figura 4.19 – Superfície da intumescência no final do ensaio das amostras A3540513 (esq), B354053 (centro) e B754051 (dir).

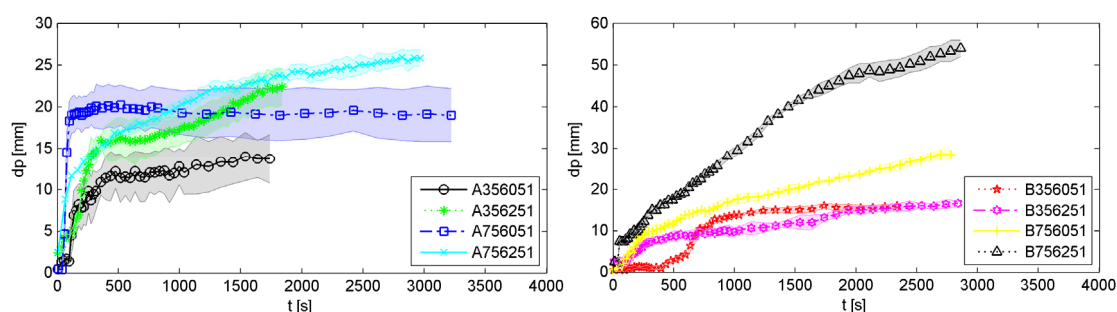


Figura 4.20 - Valor médio da espessura da intumescência das placas de 6 [mm] protegidas com espessuras de proteção de 0.5 e 2.5 [mm] de tinta A e B com fluxos de calor de 35 e 75 [kW/m²].

O comportamento do intumescente das placas com 6 [mm], ver Figura 4.20, é semelhante ao das amostras com placas de 4 [mm]. Para o fluxo de calor de menor intensidade, a intumescência inicial das amostras continua a ser mais lenta no início do ensaio, à semelhança das amostras com uma espessura da placa de 4 [mm]. Comparando estes resultados com os valores médios da intumescência dos grupos com espessura de proteção inicial de 0.5, 1.5 e 2.5 [mm] aplicados nas placas de 4 [mm], verifica-se nas duas tintas e nas duas solicitações térmicas uma tendência na diminuição da espessura do intumescente nos instantes de tempo 900 e 1800 [s], apresentados na Tabela 20 e

Estas temperaturas podem ser comparadas com a temperatura média das placas de aço sem proteção. Quando a placa de 4 [mm] é submetida a um fluxo de calor igual a 35 [kW/m²], a temperatura do aço nos instantes 900 e 1800 [s] é de 409 e 551 [°C], respetivamente. No caso da solicitação com o fluxo de calor igual a 75 [kW/m²], a temperatura do aço nos instantes 900 e 1800 [s] é de 530, 618 [°C], respetivamente.

Verifica-se deste modo que, ao fim de 30 minutos de exposição, a aplicação de uma proteção intumescente dá origem a uma diminuição da temperatura do aço. Com a tinta A e considerando as duas solicitações térmicas esta redução da temperatura é de 46 a 63%, enquanto que, com a tinta B a redução é de 55 a 66%. Esta análise permite concluir que, nos instantes de tempo analisados, a eficiência de proteção da tinta B é superior à da tinta A, obtendo-se com uma espessura nominal equivalente (DFT) uma temperatura do aço inferior.

Verifica-se em todos os resultados que a temperatura registada no ar ambiente do cone, (Tamb), tende para um valor constante entre 150 e 250 [°C].

. Estas tabelas apresentam também a espessura da intumescência das amostras nos mesmos instantes de tempo e a expansão final da tinta intumescente em relação à espessura de proteção inicial ($E=dp(t)/DFT$). A expansão do intumescente da tinta A não varia de forma significativa com o aumento da solicitação térmica, ao contrário do que acontece com a tinta B. Para as duas tintas a expansão diminui com o aumento da espessura de proteção inicial. Os valores médios da expansão dos grupos com uma espessura inicial de proteção de 0.5, 1.5 e 2.5 [mm] de tinta A são de 26.1, 14.8 e 9.0 vezes para um fluxo de calor de 35 [kW/m²] e de 25.4, 16.4 e 10.4 vezes para o fluxo de calor de 75 [kW/m²]. Para a tinta B e com um fluxo de calor de 35 [kW/m²] os valores não variam de forma significativa em comparação com os da tinta A, obtendo-se uma expansão média de 26.9, 12.7 e 10.2 vezes. Já para o fluxo de calor de 75 [kW/m²] a expansão das amostras de tinta B é de 58.3, 28.7 e 19.6 vezes a espessura inicial de 0.5, 1.5 e 2.5 [mm], respetivamente. Estes valores são

aproximadamente o dobro daqueles registados para o fluxo de calor inferior, comprovando mais uma vez o melhor desempenho da tinta B para condições térmicas mais elevadas.

A análise dos resultados apresentados permite, de forma conclusiva, constatar que o comportamento da tinta e o desenvolvimento da camada intumescente variam com: (i) A solicitação térmica; (ii) espessura inicial da proteção; (iii) tipo de tinta intumescente.

4.5 Ensaios em placas de aço expostas à curva de incêndio padrão ISO834

Para avaliar a eficiência e o comportamento da proteção das duas tintas intumescentes em condições térmicas mais realistas e de melhor comparabilidade do efeito da ação accidental de incêndio, foi conduzido um conjunto de ensaios num forno de resistência ao fogo. As amostras analisadas são apresentadas na Tabela 22. Com o objetivo de comparar esta ação térmica com os resultados obtidos pelo calorímetro de cone, as amostras possuem a mesma dimensão e são instrumentadas com termopares do tipo K na superfície superior exposta (protegida) e inferior. É ainda analisado em pormenor o efeito da espessura da placa de aço (massividade) no comportamento e reação da intumescência.

A proteção foi aplicada em placas de aço quadradas, com 100 [mm] de lado e com 4, 6, 8 e 14 [mm] de espessura, protegidas numa das faces com espessuras secas (DFT) de proteção que variam, nominalmente, entre 0.5 e 1.5 [mm], conforme apresentado na Tabela 22. A exposição térmica é definida pela curva de incêndio padrão ISO834, simulando de modo mais realístico e comparável o efeito da ação de um incêndio.

Tabela 22 - Ensaios experimentais realizados no forno de resistência ao fogo e valores medidos da intumescência e da expansão da intumescência.

Teste nº	Tinta	ds [mm]	DFT [µm]	Maior [µm]	Menor [µm]	S.d. [µm]	Intumescência/Expansão			
							dp _{máx} [mm]	E _{máx} = dp/DFT	dp _{Fim} [mm]	E _{Fim} = dp/DFT
1	A	4	584	707	478	58.7	18,72	32,05	10,74	18,39
2	A	4	1032	1145	902	77.7	30,60	29,65	21,40	20,74
3	A	4	1430	1560	1200	113.0	32,12	22,46	22,05	15,42
4	B	4	1016	1179	729	115.0	72,62	71,48	45,90	45,18
5	B	4	1067	1218	921	83.1	71,37	66,89	43,14	40,43
6	B	4	1560	1800	1340	148.0	-	-	-	-
7	A	4	772	926	644	91.3	46,16	59,79	37,85	49,03
8	A	4	1230	1370	1090	63.4	41,34	33,61	33,63	27,34
9	A	4	1520	1850	1310	157	69,50	45,72	58,95	38,78
10	A	6	1060	1350	721	163	32,63	30,78	24,68	23,28
11	A	8	1060	1240	780	140	34,15	32,22	23,36	22,04
12	A	14	1190	1330	1050	78.8	48,80	41,01	39,52	33,21

A evolução da temperatura no interior do forno é medida através de um termopar de placa, segundo as especificações da norma EN1363-1 (CEN, 1999a), e controlada por um controlador PID. A porta frontal do forno foi substituída por um aro metálico preenchido com betão resistente ao fogo e com um vidro cerâmico resistente ao fogo. Este vidro foi isolado termicamente, pelo interior, com uma fibra cerâmica com 50 [mm] de espessura, deixando-se uma área sem proteção, com as dimensões necessárias, para permitir a gravação do teste através de uma câmara digital. Uma descrição mais detalhada do forno de resistência ao fogo e do seu funcionamento é apresentada na secção 5.3 .

As placas de aço são colocadas num volume “escavado” de uma placa de fibra cerâmica, de baixo valor de condutividade térmica, garantindo que a superfície protegida é a única exposta aos gases quentes do incêndio, ver a Figura 4.22.

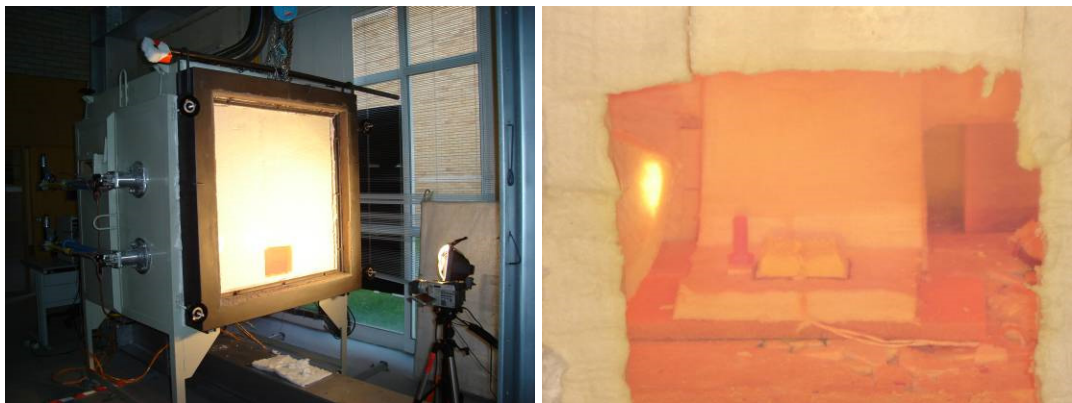


Figura 4.21 – Forno de resistência ao fogo e “setup” de medição da intumescência no seu interior.



Figura 4.22 – Instrumentação das placas com termopares. Provete do teste 12 antes e após o ensaio experimental.

4.5.1 Resultados dos ensaios experimentais

O registo da variação da temperatura do forno e das placas de aço foi efetuado com o sistema de aquisição de sinal MGCPlus. Para efeitos de comparação é também apresentada a variação da temperatura de placas de referência sem proteção intumescente. A variação da

temperatura, das placas de aço com 4 [mm] de espessura sem proteção ao fogo e as protegidas com espessuras nominais de 0.5, 1.0 e 1.5 [mm] de tinta A e B, é apresentada na Figura 4.23. A comparação das curvas de temperatura das placas de aço com e sem proteção evidencia o aumento do tempo de resistência ao fogo obtido com esta medida de proteção. Para a mesma espessura nominal de proteção e para o mesmo período de tempo de exposição ao fogo, a temperatura das placas de aço protegidas com tinta B é inferior à temperatura das placas de aço protegidas com tinta A.

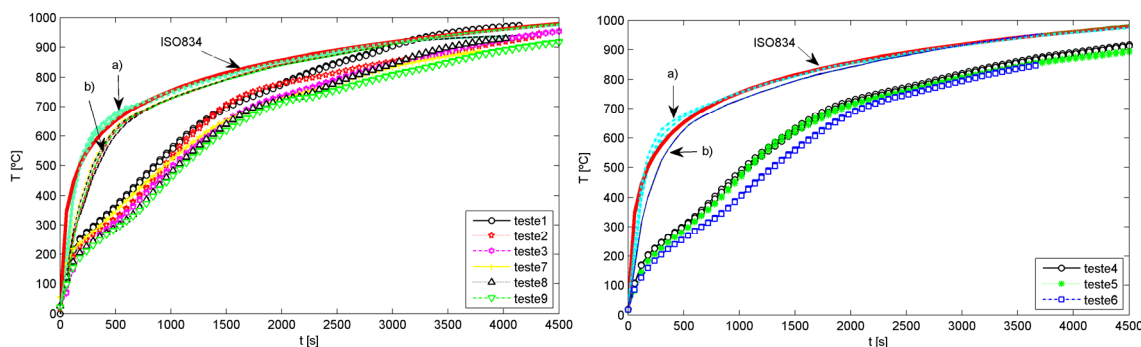


Figura 4.23 – Evolução da temperatura das placas de aço com 4 [mm] protegidas com tinta A (esq) e tinta B (dir), para diferentes espessuras de proteção, a) temperatura no termopar de placa, b) temperatura nas placas não protegidas.

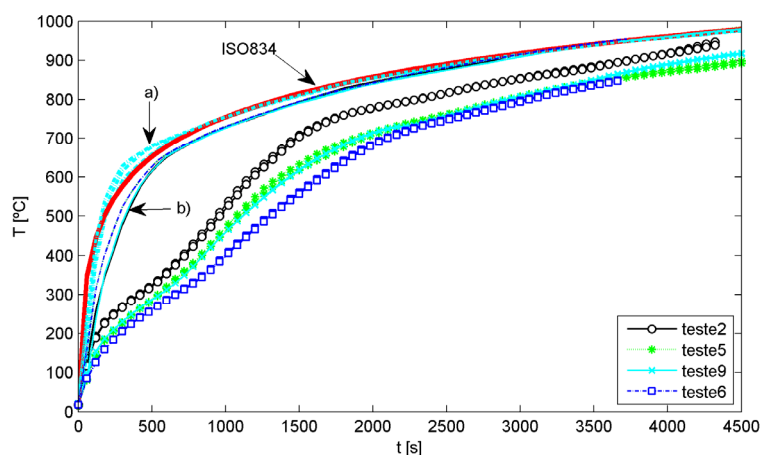


Figura 4.24 – Comparação da evolução da temperatura no aço das placas protegidas com uma espessura nominal de proteção de 1000 e 1500 [μm] de tinta A e de B. a) temperatura no termopar de placa, b) temperatura nas placas não protegidas.

Comparando as mesmas placas de aço de 4 [mm] protegidas com 1.0 [mm] de tinta A (teste 2) e tinta B (teste 5) e com 1.5 [mm] de tinta A (teste 9) e tinta B (teste 6), verifica-se, para a mesma tinta intumescente, uma diferença significativa no aumento da temperatura com o aumento da espessura de proteção, ver a Figura 4.24. Para a mesma espessura de proteção a temperatura das placas protegidas com tinta A é sempre superior à das protegidas com tinta B. No entanto, para longos períodos de exposição ao fogo, a temperatura da placa

protegida com 1.5 [mm] de tinta B converge para os valores da temperatura da placa protegida com 1.0 [mm] da mesma tinta.

Analisando a temperatura do aço para diferentes períodos de exposição ao fogo e o tempo de resistência ao fogo para diferentes temperaturas de referência, ambos apresentados na Tabela 23, verifica-se que, nos casos apresentados no parágrafo anterior, para uma espessura de 1000 [mm] de tinta A e B e para um tempo de exposição de 30 minutos, a temperatura média do aço é de 760 e 689 [°C], para a tinta A e B, respetivamente. Para um tempo de exposição de 60 minutos a temperatura média do aço já é de 891 e 853 [°C], para a tinta A e B, respetivamente. A comparação destas temperaturas com aquelas existentes nas placas não protegidas (NP) ao fim de 30 minutos, permite verificar uma diminuição da temperatura de 81 e 132 [°C] com a aplicação de 1000 [mm] de tinta A e B, respetivamente. Ao fim de 60 minutos e com a mesma espessura de proteção, a diferença da temperatura é inferior, registando-se uma diminuição de 54 e 92 [°C] com a aplicação da tinta A e B, respetivamente. Relativamente ao tempo de resistência ao fogo para temperaturas de referência de 500, 550 e 600 [°C], é de 15, 17 e 19 minutos completos, respetivamente no caso da tinta A e de 17, 20 e 22 minutos completos, respetivamente no caso da tinta B.

Tabela 23 – Temperatura média do aço em diferentes instantes de exposição ao fogo e tempo de resistência ao fogo para várias temperaturas de referência.

Teste nº	Tinta	Esp. Placa [mm]	DFT [μm]	Temperatura no instante [°C]				Tempo à Temp. [min.]		
				15 [min]	30 [min]	45 [min]	60 [min]	T= 500 [°C]	T= 550 [°C]	T= 600 [°C]
NP1	-	4	-	710,39	820,51	887,93	944,78	5	6	7
NP2	-	6	-	653,00	798,22	881,73	936,42	8	10	12
NP3	-	8	-	626,00	760,39	875,69	926,88	9	11	13
NP4	-	14	-	531,63	739,25	856,92	924,24	13	15	18
1	A	4	584	519,39	749,52	870,87	954,64	14	16	18
2	A	4	1032	482,06	759,69	833,16	890,80	15	17	19
3	A	4	1430	462,48	714,03	818,27	895,13	16	19	21
4	B	4	1016	450,67	698,77	792,57	874,46	17	19	22
5	B	4	1067	429,72	688,87	780,72	853,40	17	20	22
6	B	4	1560	365,88	641,14	767,89	844,72	21	24	27
7	A	4	772	485,57	701,89	804,74	878,55	15	18	21
8	A	4	1230	435,34	701,36	808,75	907,25	17	20	22
9	A	4	1520	421,60	683,55	779,48	860,33	18	21	23
10	A	6	1060	393,77	619,22	735,99	810,40	21	24	28
11	A	8	1060	356,14	560,85	694,12	736,01	25	29	33
12	A	14	1190	275,73	427,59	571,70	672,62	37	42	48

Para além da análise das placas de aço com 4 [mm], foram analisadas placas de 6, 8 e 14 [mm] sem proteção (NP) e com proteção intumescente. Neste caso, a análise foi efetuada

unicamente com a tinta intumescente do tipo A. Na Figura 4.25 são apresentados os resultados experimentais da temperatura das placas não protegidas (NP), à esquerda, e das placas protegidas com diferentes espessuras de proteção, à direita. A diminuição da temperatura do aço com o aumento da espessura da placa é notória e mais significativa do que a obtida através do aumento da espessura de proteção. Para uma espessura nominal equivalente de 1000 [μm], aplicadas em espessuras de aço distintas, 4 [mm] no caso do teste 2 e de 6, 8 e 14 [mm] nos testes 10, 11, e 12, respectivamente, a temperatura média do aço, ao fim de 30 minutos de exposição ao fogo, é de 760, 619, 561 e de 428 [$^{\circ}\text{C}$], para os quatro testes referidos. A diminuição da temperatura conseguida com esta proteção e ao fim dos 30 minutos, em relação às placas não protegidas, é de 61, 179, 200 e 312 [$^{\circ}\text{C}$].

O tempo de resistência ao fogo, determinado em minutos completos e para uma temperatura de referência do aço de 550 [$^{\circ}\text{C}$], também aumenta significativamente, de 6, 10, 11 e 15 minutos nas placas não protegidas para 17, 24, 29 e 42 minutos nas placas protegidas referidas anteriormente.

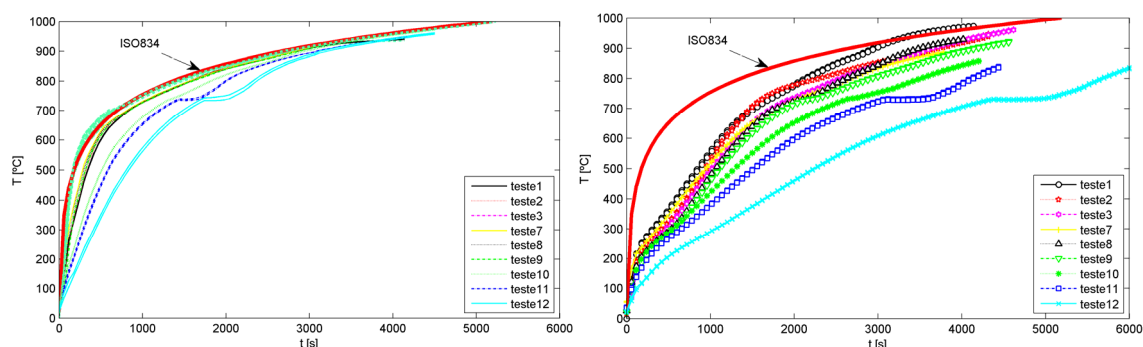


Figura 4.25 - Evolução da temperatura das placas de aço com 4, 6, 8 e 14 [mm] de espessura, sem proteção (esq.) e com proteção intumescente de tinta A (dir).

Os resultados mostram uma influência significativa da espessura de proteção, demorando mais tempo para se atingir uma determinada temperatura, isto é, aumentando o tempo de resistência ao fogo.

A Figura 4.26 permite verificar a influência da intumescência e dos processos químicos endotérmicos e exotérmicos que decorrem com a decomposição da tinta na variação da temperatura do aço. A figura apresenta a comparação da evolução da temperatura no aço do teste 12, placa de 14 [mm] de espessura e DFT de 1190 [μm] de tinta A, com a mesma placa testada novamente após o desenvolvimento total da intumescência com uma espessura inicial de $d_p=20$ [mm]. As curvas mostram uma diferença significativa nos períodos iniciais de exposição ao fogo, mas ao fim de 30 minutos de exposição a diferença

entre ambas é somente de 5%. Para longos períodos de exposição, a evolução da temperatura do aço do segundo teste segue, exatamente, a tendência da curva do teste inicial.

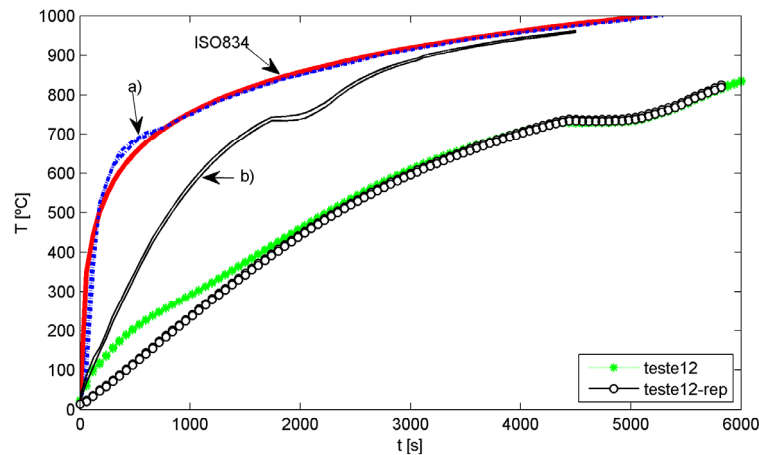


Figura 4.26 - Comparação dos resultados experimentais da evolução da temperatura no aço do teste 12 com a mesma placa após o desenvolvimento da intumescência, $dp = 20 \text{ [mm]}$. a) temperatura no termopar de placa, b) temperatura na placa não protegidas.

À semelhança dos ensaios descritos na secção anterior, estes foram gravados em modo contínuo, através de uma câmara digital, para análise da expansão da intumescência. Numa fase posterior foram utilizados fotogramas discretos ao longo do tempo e determinado o perfil da intumescência através de processamento de imagem realizado no software Matlab. Na Figura 4.27 e na Figura 4.28 são apresentados alguns destes fotogramas ao longo da execução do teste 10 e do teste 8, nos quais se pode verificar a evolução da camada intumescente.

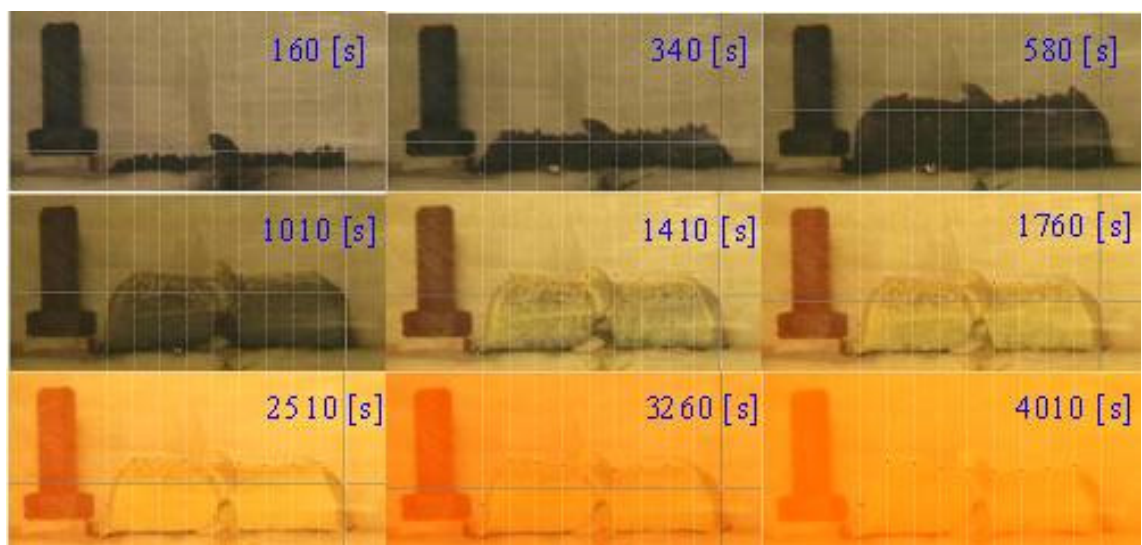


Figura 4.27 - Fotogramas da evolução da intumescência do teste 10.

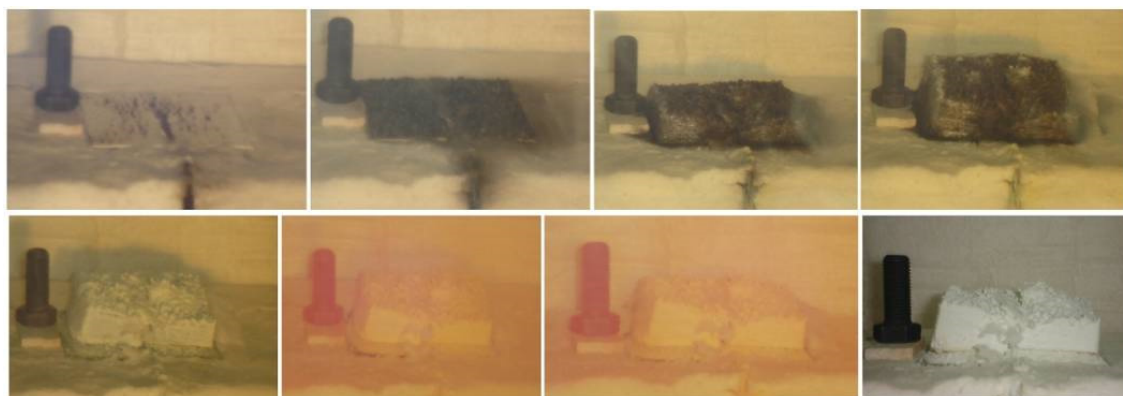


Figura 4.28 - Fotogramas da evolução da intumescência do teste 8.

Os resultados das medições efetuadas à expansão da intumescência dos testes realizados à tinta A e B são apresentados na Figura 4.29. As figuras mostram uma forma de variação da expansão com o tempo semelhante para ambas as tintas, apresentando uma variação linear com o tempo numa primeira fase até se atingir o valor máximo da intumescência. Posteriormente verifica-se uma diminuição da espessura da intumescência, que difere com o tipo de tinta e, numa escala inferior, com a espessura inicial de tinta (DFT). Esta diminuição da intumescência parece estar relacionada com a não produção de gás responsável pela expansão, devido ao fim da decomposição da tinta, que por difusão e pela diferença de pressão mantém e incrementa a camada intumescente. As figuras mostram uma intumescência máxima mais elevada na tinta B, conforme os valores apresentados na Tabela 22. Considerando como exemplo os testes 2 e 4, com uma espessura nominal de proteção igual a $1000 [\mu m]$ aplicada a placas com uma espessura de $4 [mm]$, a expansão máxima, E_{max} , e no final do teste, E_{Fim} é de aproximadamente 30 e 21 vezes a espessura inicial, no caso da tinta A, e de 72 e 45 vezes no caso da tinta B.

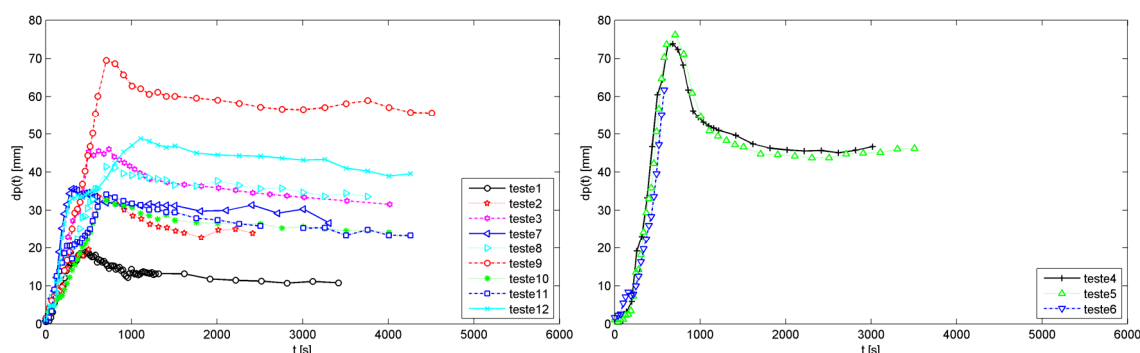


Figura 4.29 – Variação com o tempo da intumescência das placas protegidas com tinta A (esq.) e B (dir.).

A análise da camada intumescente final das amostras permite verificar que, após o período de exposição ao fogo das amostras, existe uma total decomposição da tinta

intumescente. Inclusive, e como apresentado na Figura 4.30, verifica-se que toda a camada intumescente sofre a última etapa de decomposição, verificando-se a oxidação da camada carbonosa e respectiva transição de uma “aparência” de cor preta para branca, ao contrário do obtido com os ensaios realizados no calorímetro de cone.



Figura 4.30 – Intumescência final das amostras após os ensaios experimentais realizados no forno de resistência ao fogo.

4.6 Conclusões

Esta seção apresenta dois conjuntos de testes experimentais de pequena escala realizados com placas quadradas protegidas com duas tintas intumescentes distintas, num Calorímetro de Cone e num Forno de Resistência ao Fogo. O primeiro conjunto trata testes normalizados efetuados num calorímetro de cone, nos quais as placas são protegidas com diferentes espessuras de proteção e sujeitas a dois fluxos de calor por radiação diferentes. Embora sejam apresentados outros resultados dos testes, considerando o enquadramento deste trabalho, é atribuída uma maior relevância ao comportamento térmico e físico das tintas analisadas. Assim, para além de outras grandezas, é apresentada a perda de massa das amostras, a variação da temperatura das placas de aço protegidas e a evolução da camada intumescente com o tempo de exposição à solicitação térmica, determinada por processamento de imagem.

Os resultados dos testes evidenciam a eficácia desta medida de proteção ao fogo, registando-se temperaturas no aço inferiores às encontradas nas placas de aço não protegidas. Esta diferença varia com a espessura de proteção aplicada, com a solicitação térmica e mesmo com a tinta intumescente utilizada. Estas condições também influenciam a variação da espessura da camada intumescente com o tempo de exposição. Verifica-se uma tendência para que, espessuras iniciais de proteção superiores e fluxos de calor por radiação superiores, originem uma expansão da camada intumescente mais elevada. No entanto, para os fluxos

de calor analisados (35 e 75 [kW/m²]), a intensidade da exposição térmica não é suficiente para ocorrer a oxidação total da camada carbonosa.

Os testes realizados no forno de resistência ao fogo pretenderam submeter as tintas intumescentes às condições térmicas normalizadas de um incêndio, determinando-se o seu comportamento numa condição de incêndio padrão ISO834. As mesmas tintas utilizadas anteriormente foram aplicadas em placas de aço quadradas de diferentes espessuras e com distintas espessuras de proteção. Os resultados permitem analisar a eficiência da proteção, por comparação com as placas equivalentes sem proteção ao fogo, relativamente ao tempo de resistência ao fogo e à temperatura crítica. Por exemplo, considerando uma temperatura crítica de 550 [°C], a aplicação de uma espessura de proteção de aproximadamente 1000 [mm] numa placa com 8 [mm] de espessura resulta num aumento do tempo de resistência ao fogo de 18 minutos, de 11 para 29 minutos. Em relação à temperatura crítica ao fim de 30 minutos de exposição ao fogo, o mesmo exemplo origina uma diminuição da temperatura do aço de 200 [°C], de 760 para 560 [°C].

Os testes realizados no forno de resistência ao fogo permitem obter um comportamento do processo de intumescência muito distinto do determinado nos testes do calorímetro de cone. A variação da expansão da camada intumescente com o tempo é caracterizada por uma variação aproximadamente linear na fase inicial de exposição ao fogo até se atingir o valor máximo da intumescência. Este valor de pico sugere o fim da decomposição da tinta intumescente e o término da produção dos gases responsáveis pela intumescência. Após este valor máximo, a espessura intumescente diminui para um valor estacionário com o tempo. A diferença entre o valor máximo da espessura e o valor estacionário varia significativamente entre as duas tintas.

Capítulo 5: Ensaios de resistência ao fogo em elementos estruturais

5.1 Introdução

A capacidade de resistência ao fogo de um elemento estrutural pode ser obtida através de ensaios executados num forno de resistência ao fogo, sob a ação de um carregamento mecânico e sob as condições prescritas pela norma EN1363 (CEN, 1999a;b). A resistência ao fogo segundo a curva de incêndio padrão, curva ISO834, definida na norma anterior pode ser comparada com as curvas de incêndio naturais, em função da densidade carga de incêndio e da ventilação do compartimento.

A curva de incêndio padrão ISO834 é utilizada em ensaios experimentais para a determinação da resistência ao fogo em elementos estruturais. Esta curva permite, sobretudo, padronizar os ensaios experimentais, possibilitando fazer uma comparação dos resultados da resistência ao fogo obtidos em laboratórios diferentes e inclusive em diferentes países. A maior parte dos regulamentos de segurança contra os incêndios adota este conceito e estabelece os valores da resistência ao fogo como o tempo durante o qual estes elementos poderão desempenhar funções de suporte de carga para os quais foram projetados, quando sujeitos ao incêndio padrão.

Um dos procedimentos utilizados para dotar uma estrutura com a capacidade de resistência ao fogo pretendida é proceder-se ao seu dimensionamento sem a utilização de proteção adicional, recorrendo à utilização de perfis de gama superior, de aços de melhor qualidade ou de elevada resistência ao fogo. Em alternativa, é comum a aplicação de sistemas de proteção passiva, como o betão, placas de gesso, fibras minerais ou tintas intumescentes, dotando os elementos estruturais de uma proteção ao fogo total ou parcial.

A aplicação de sistemas de proteção passiva, e em particular no caso da aplicação de tintas intumescentes, exige cuidados especiais na preparação da superfície a pintar

(decapagem) e na aplicação do primário. A pintura deve ser renovada periodicamente, total ou parcialmente, em virtude da resistência mecânica e química da pintura ser limitada. As principais desvantagens das tintas intumescentes são o custo elevado quando comparado com as outras formas de proteção, requer condições atmosféricas favoráveis (além de necessitar várias demãos para atingir a espessura necessária). O tempo de proteção, apresentado pela maior parte destas tintas, também não vai além de 60 minutos. Um número limitado de tintas intumescentes pode ser usado por períodos mais longos, tais como 90 e 120 minutos, mas o custo total é consideravelmente mais elevado do que a aplicação para 60 minutos.

O principal objetivo deste capítulo é estudar a evolução da temperatura bem como a evolução da intumescência para análise de elementos estruturais metálicos, quando submetidos à ação do fogo. Foi um estudo efetuado por via experimental, pressupondo que o elemento de construção é sujeito a uma variação de temperatura de incêndio, segundo a curva de incêndio padrão.

Com estes ensaios experimentais pretende-se avaliar o processo de intumescência em perfis à escala real, apresentando-se um estudo paramétrico da influência da espessura e do efeito de bordo da tinta nos perfis.

5.2 Disposições normativas e avaliação do desempenho das tintas intumescentes

A resistência ao fogo de elementos estruturais pode ser determinada experimentalmente através do procedimento descrito na norma EN1363 (CEN, 1999a) e das suas várias partes e da norma EN13381-8 (CEN, 2010) relativa aos ensaios de resistência ao fogo de elementos com proteção reativa ao fogo.

A norma EN13381-8 admite a utilização de um intervalo da temperatura crítica entre 350 e 700°C, pelo que a espessura do material de proteção deve ser variável em função da carga suportada pelo elemento estrutural. Estabelece os critérios a serem utilizados para que a avaliação do desempenho possa ser aceite e os limites permitidos às variações dos sistemas de proteção ensaiados.

Os resultados dos testes podem ser analisados através de métodos gráficos, por regressão linear ou através da resolução de uma equação diferencial, considerando a

condutividade térmica constante ou variável. Somente as temperaturas das secções curtas, sem carga, são consideradas para análise. Estes dados devem ser corrigidos em função dos dados da capacidade de aderência e das diferenças na espessura de proteção entre as secções com carga e as equivalentes sem carga. Os fatores corretivos são baseados na temperatura característica do aço, igual à soma da temperatura média e da temperatura máxima a dividir por dois.

A fissuração ou desprendimento de uma tinta ou material de proteção só pode ser testado durante ensaios com carga à escala real. Para tal, os testes com carga, são um meio importante de informação sobre o desempenho físico/mecânico do material de proteção, devendo-se considerar a orientação, os valores máximos e mínimos da espessura e dos períodos de proteção representativos da sua aplicação. Como garante da capacidade de adesão do material, os testes em vigas com carga devem continuar até um deslocamento a meio vão equivalente a $L/30$, resultante do carregamento mecânico e térmico.

Nos testes com carga, as vigas devem estar simplesmente apoiadas, permitir expansão e deslocamento vertical. As suas extremidades, no exterior do forno, devem possuir um material de isolamento térmico para minimizar as perdas de calor. No caso dos pilares, devem se solicitados axialmente com as extremidades fixas.

O programa de testes, definido pela norma, especifica os elementos apropriados à aplicação do método de avaliação e determina a capacidade do material de proteção permanecer coeso e fixo ao elemento estrutural, fornecendo as características térmicas do material de proteção. Os testes são realizados em vigas e pilares com e sem carga. Quando possível deve ser testado simultaneamente um elemento, sem carga, equivalente aos elementos com carga.

As vigas com carga devem ser submetidas a uma carga total que represente 60% do valor de cálculo do momento resistente, determinado de acordo com a norma EN1993-1 (CEN, 2005a), assumindo que esta não possui restrições laterais. Secções I ou H, passíveis de sofrer encurvadura lateral torsional, podem atingir o colapso a temperaturas inferiores a 500°C, pelo que para uma correta obtenção do fator de correção da aderência da tinta, deve ser considerada uma temperatura próxima dos 600°C através da diminuição da carga aplicada. A norma EN13381-8 apresenta o valor dos momentos a aplicar, para várias secções e comprimentos das classes de resistência S235 e S275, (CEN, 2007). No caso dos pilares, a carga axial a aplicar é igual a 60% do valor de cálculo da resistência à encurvadura. O

comprimento de exposição ao fogo deve ser de 4 [m] e de 3 [m], quando se trata de vigas e pilares em carga, respetivamente.

Os testes sem carga são utilizados para se obter a evolução da temperatura e devem ser obtidos do mesmo troço da secção equivalente em carga, ou garantir que possuem as mesmas dimensões e características. Os elementos, vigas e pilares curtos, devem ter um comprimento de $1 \text{ [m]} \pm 50 \text{ [mm]}$.

Os testes em perfis sem carga pretendem determinar a relação entre a resistência ao fogo, a espessura seca de proteção (DFT) e o fator de secção. Esta relação é obtida com pelo menos 13 secções distintas, quando se trate de vigas ou pilares, protegidas com várias espessuras de proteção.

O controlo dimensional da tinta intumescente aplicada nos elementos protegidos deve garantir que, nas secções de medição da temperatura, pelo menos 68% das leituras estejam no intervalo $\pm 20\%$ do valor médio, pelo menos 95% das leituras estejam no intervalo de $\pm 30\%$ do valor médio e todas as leituras estejam a $\pm 45\%$ do valor médio. Adicionalmente, as mesmas percentagens devem ser cumpridas em relação aos valores medidos em todo o perfil.

As tintas intumescentes possuem um melhor desempenho quando aplicadas em secções com reentrâncias. A aplicação em tubos circulares também origina um melhor comportamento em comparação com os tubos quadrados ou retangulares, pelo que a avaliação de desempenho para a aplicação em secções circulares é normalmente baseada em testes com secções retangulares ou quadradas com o mesmo fator de secção, (ASFP, 2009). Para tal, a norma prEN13381-8 determina a execução de um único teste para cada tipo de secção, à espessura máxima de proteção, para avaliar qual das secções possui um pior desempenho. Em alternativa, a avaliação do desempenho poder ser sempre efetuada para ambas as secções em separado.

As secções I e H a utilizar nos testes devem ser selecionadas na Tabela 24.

A monitorização da temperatura do forno deve ser efetuada com termopares de placa localizados a $1/5$, $2/5$, $3/5$ e $4/5$ do comprimento exposto e de ambos os lados da viga e a 500 [mm] da tampa do forno. No caso dos pilares, devem ser utilizados dois termopares de cada lado do mesmo, dispostos a uma altura de $1/4$, $1/2$ e $3/4$ e a uma distância de 100 [mm] do pilar.

Tabela 24 – Secções de secções I e H para testes em vigas e pilares (CEN, 2010).

Secções para Pilares			Secções para Vigas		
Perfil	A_p/V [m ⁻¹]	Dimensão mmxmmxkg/m	Perfil	A_p/V [m ⁻¹]	Dimensão mmxmmxkg/m
HEM 400	60	432 x 307 x 256	HEM 800	60	814 x 303 x 317
HEM 240	73	270 x 248 x 157	HEB 900	70	900 x 300 x 291
HEM 280	70	310 x 288 x 189	HEA 550	90	540 x 300 x 166
HEM 220	88	240 x 226 x 117	HEB 240	108	240 x 240 x 83
HEB 450	95	450 x 300 x 171	IPE 500	133	500 x 200 x 91
HEB 320	110	320 x 300 x 127	IPE 400	153	400 x 180 x 66
HEB 300	115	300 x 300 x 117	IPE 330	174	330 x 160 x 49
HEA 400	120	390 x 300 x 125	IPE 300	188	300x150x42
HEB 240	131	240 x 240 x 83	IPE 240	205	240 x 120 x 31
HEA 340	135	330 x 300 x 105	IPE 200	235	200 x 100 x 22
HEB 180	158	180 x 180 x 51	IPE 180	254	180 x 91 x 19
HEA 300	150	290 x 300 x 88.3	IPE 160	269	160 x 82 x 16
HEA 240	178	230 x 240 x 60	IPE 140	291	140 x 73 x 13
HEA 220	196	210 x 220 x 51	IPE 120	311	120 x 64 x 10.4
HEA 200	212	190 x 200 x 42			
HEA 160	231	152 x 160 x 34			
HEA 140	253	133 x 140 x 25			
HEA120	268	114 x 120 x 20			
IPE 200	270	200 x 100 x 22.4			
IPE 180	292	180 x 91 x 19			
IPE 160	310	160 x 82 x 16			

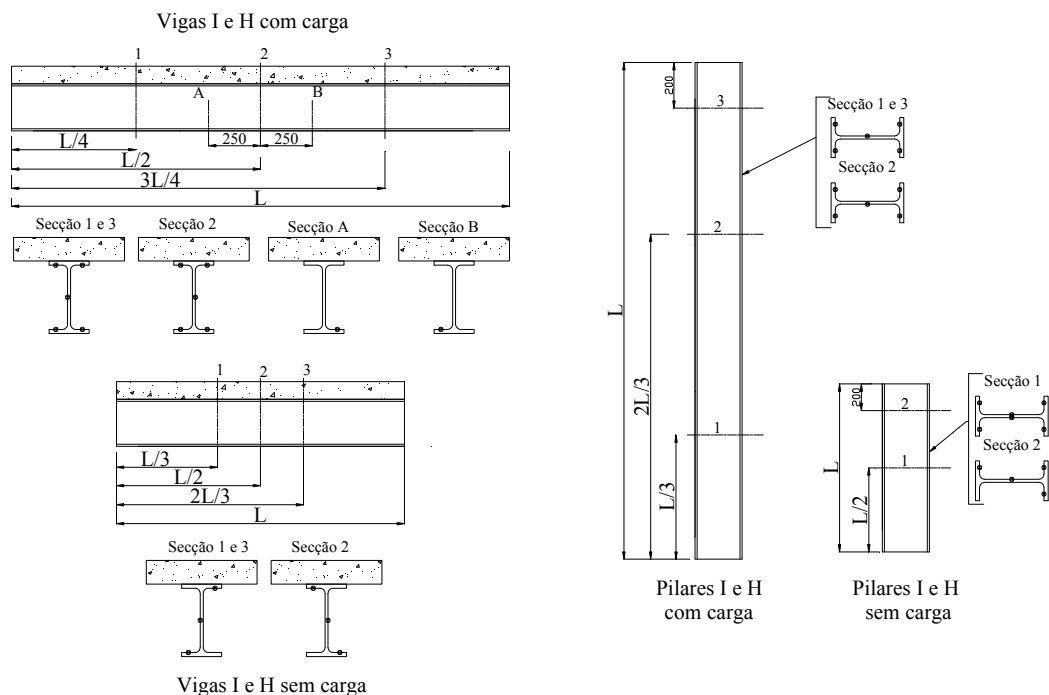


Figura 5.1 – Localização dos termopares para vigas e pilares I ou H, com e sem carga.

O registo da temperatura do aço dos elementos protegidos deve ser efetuado nas secções apresentadas na Figura 5.1, ao longo do seu comprimento.

Os termopares devem ser colocados em contacto com o aço de modo a assegurar o seu contacto durante o teste e serem encaminhados por baixo do material de proteção para o exterior do forno sem serem expostos ao ambiente do mesmo. As leituras da temperatura do aço devem ser efetuadas em intervalos que não excedam 1 minuto.

Os testes devem decorrer até que seja atingida a temperatura máxima e o tempo de resistência ao fogo máximos pretendidos para a avaliação do desempenho do material de proteção.

5.2.1 Medição da espessura seca do material de proteção

Para controlo dimensional da espessura de proteção (DFT), em vigas com carga, devem ser efetuadas pelo menos 88 medições distribuídas pelas secções de medida e 24 medições nas vigas sem carga, entre 50 e 100 [mm] das secções de medição da temperatura. No caso de pilares em carga devem ser registadas 50 medições em todo o elemento, com registos entre 50 e 100 [mm] das secções de medida da temperatura e nas secções intermédias destas. Nos pilares curtos devem ser registados pelo menos 24 medições entre 50 e 100 [mm] das secções de medida.

A ASFP (ASFP, 2009), refere que a medição da espessura deve ser efetuada em todas as superfícies protegidas, com medições uniformemente distribuídas, garantindo no mínimo uma leitura por 50 [cm²]. Nas secções em I deve ser garantida, no mínimo, uma leitura na alma por 25 [cm²]. Não devem ser efetuadas leituras a distâncias inferiores a 25 [mm] das arestas, das ligações alma/banzo e reforços da alma. A espessura do primário deve ser medida antes da aplicação da tinta intumescente e subtraído posteriormente ao valor medido da espessura de tinta.

5.2.2 Avaliação do desempenho do material de proteção

O tempo necessário para os elementos protegidos atingirem uma determinada temperatura é obtido pela monitorização da evolução da temperatura do aço com o tempo, dependendo essencialmente da espessura de proteção e do fator de secção. Quando no decurso da aplicação das espessuras de proteção mínima e máxima, o tempo para atingir uma determinada temperatura nas secções com carga for inferior ao tempo das secções curtas equivalentes, deve-se proceder a uma correção para considerar a aderência da proteção.

Nesta situação deve ser considerada a temperatura característica do aço, definida pela soma da temperatura média e da temperatura máxima a dividir por dois. Quando o programa de testes incluir secções com carga, com uma espessura máxima e mínima, o fator de correção (k) das secções curtas é determinado por interpolação linear em função da espessura de proteção.

O tempo corrigido de cada secção curta é determinado pela multiplicação do tempo necessário para atingir a temperatura de referência, resultante dos ensaios de secções curtas, pelo fator de correção.

Para a avaliação de desempenho do material de proteção, a norma EN13381-8 (CEN, 2010) admite a utilização dos seguintes métodos: (i) Método gráfico; (ii) Análise por equação diferencial considerando condutividade constante; (iii) Análise por equação diferencial considerando condutividade variável; (iv) Análise por regressão numérica. Para cada método de avaliação, os resultados devem ser apresentados com o valor de espessura seca (DFT) a aplicar em função do fator de secção, da temperatura crítica e do período de resistência ao fogo. A variável de entrada será o valor médio da temperatura crítica de todas as secções ensaiadas.

Os critérios de utilização só são aceitáveis se: os seus resultados permitirem concluir que o tempo para atingir a temperatura crítica não excede em mais de 15% o tempo corrigido; se o valor médio de todas as diferenças percentuais é inferior a zero; e no máximo 30% das diferenças percentuais devem ser superiores a zero. O resultado da análise deve satisfazer as seguintes regras: (i) a espessura de proteção aumenta com o tempo de resistência ao fogo; (ii) o tempo de resistência ao fogo diminui com o aumento do fator de secção; (iii) a temperatura aumenta com o aumento do tempo de resistência ao fogo; (iv) a temperatura diminui com o aumento da espessura de proteção; (v) a temperatura aumenta com o aumento do fator de secção; (vi) a espessura de proteção aumenta com o aumento do fator de secção.

Dos métodos apresentados, aqueles que são utilizados com mais frequência são: o método gráfico, por parte dos laboratórios acreditados na execução do relatório técnico dos ensaios de resistência ao fogo e elaboração das tabelas de cargas; e o método baseado na análise por equação diferencial considerando condutividade variável que permite obter a variação da condutividade térmica “efetiva” ou equivalente do material de proteção para utilização em modelo analíticos ou numéricos de transferência de calor.

5.2.3 Avaliação do desempenho por equação diferencial com condutividade variável

O método que utiliza a equação diferencial é baseado na equação unidimensional de transferência de calor, considerando a condução como fluxo de calor predominante ao longo da espessura do material de proteção e assumindo a temperatura da superfície exterior da proteção igual à temperatura dos gases, definida pela curva de incêndio padrão.

Para a aplicação do método são necessárias pelo menos três temperaturas críticas com incrementos de 50 [°C], o tempo corrigido para se atingir as temperaturas críticas, os fatores de secção dos elementos ensaiados e os valores da espessura seca da proteção (DFT).

Considerando que a variação da temperatura do aço é definida (3.9), na qual $\Delta\theta_{a,t}$ representa o aumento de temperatura do aço no intervalo Δt , $\Delta\theta_t$ o aumento da temperatura do forno no intervalo Δt , d_p representa a espessura inicial do material de proteção, $\lambda_{p,t}$ a condutividade térmica do material de proteção no instante t e A_m/V o fator de secção do perfil em análise.

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_{p,t}}{d_p} \frac{A_m}{V} \frac{1}{c_a \rho_a} (\theta_t - \theta_{a,t}) \Delta t \quad (5.1)$$

Nesta equação $\Delta\theta_{a,t}$ deve ser igual ou superior a zero e Δt menor ou igual a 30 [s]. Para assegurar estabilidade numérica o incremento de tempo deverá ser definido por $\Delta t = 0.8 c_a \rho_a d_p / (\lambda_{p,t} A_m / V)$. Salvo se o fabricante do material de proteção indicar outros valores, a norma define as seguintes propriedades para o material de proteção: $c_p = 1000 [J / kgK]$ e $\rho_p = 100 [kg / m^3]$. Os restantes parâmetros dizem respeito às propriedades do aço (calor específico e massa específica).

A condutividade variável do material de proteção para cada pilar curto em função da temperatura do material de proteção é determinada pela inversão da equação anterior, resultando na equação seguinte.

$$\lambda_{p,t} = \frac{d_p}{A_m/V} \frac{c_a \rho_a}{(\theta_t - \theta_{a,t}) \Delta t} \Delta \theta_{a,t} \quad (5.2)$$

A variação da condutividade com o tempo pode ser transformada para variação com a temperatura (λ_{p,θ_p}), assumindo uma temperatura do material de proteção igual ao valor médio da temperatura do aço e dos gases do forno: $\theta_{p,t} = [(\theta_{t-1} + \theta_t)/2 + (\theta_{a,t-1} + \theta_{a,t})/2]/2$.

Como a condutividade térmica do material de proteção é frequentemente dependente da espessura de proteção, devem ser determinadas duas condutividades considerando a espessura máxima e mínima de proteção. A condutividade térmica para a espessura de proteção d_p é obtida através de uma relação linear dos dados relativos à espessura máxima e mínima. Estes resultados permitem determinar o tempo (t_{recal}) necessário para atingir as temperaturas críticas de 350 a 750 [°C] em intervalos de 50 [°C]. Os tempos calculados (t_{recal}) e experimentais (t_{exp}) devem ser comparados de acordo com os critérios de aceitação do método. Se estes forem cumpridos, a utilização da equação (3.9) pode ser utilizada para determinar a temperatura do aço para os intervalos do fator de secção e espessuras de proteção pretendidos.

5.3 Forno de resistência ao fogo e “setup” experimental utilizado nos ensaios experimentais

Os ensaios de resistência ao fogo e os testes para a análise do efeito de bordo da expansão da camada intumescente foram efetuados no forno de ensaios de resistência ao fogo do Laboratório de Estruturas e Resistência dos Materiais do Instituto Politécnico de Bragança. Este forno possui um volume útil de 1m³, com dimensões 1x1x1 [m], e é especialmente utilizado para o desenvolvimento de produtos e estudo de resistência elementos de pequenas dimensões, até um metro de comprimento exposto ao fogo. Tem um revestimento exterior de aço e é isolado com tijolos refratários na superfície inferior e fibra cerâmica nas restantes superfícies. A curva de incêndio pretendida é conseguida através de quatro queimadores de gás, com uma potência de 90 [kW] cada e com a referência Kromschroder BIO 65 HM-100/35-72/8, monitorizada por um termopar de placa, segundo as especificações da norma EN1363 (CEN, 1999a), e controlada por um PID. O forno

cumprir com os requisitos de tolerância, definidos na norma, entre a temperatura do forno e a temperatura da curva de incêndio padrão.

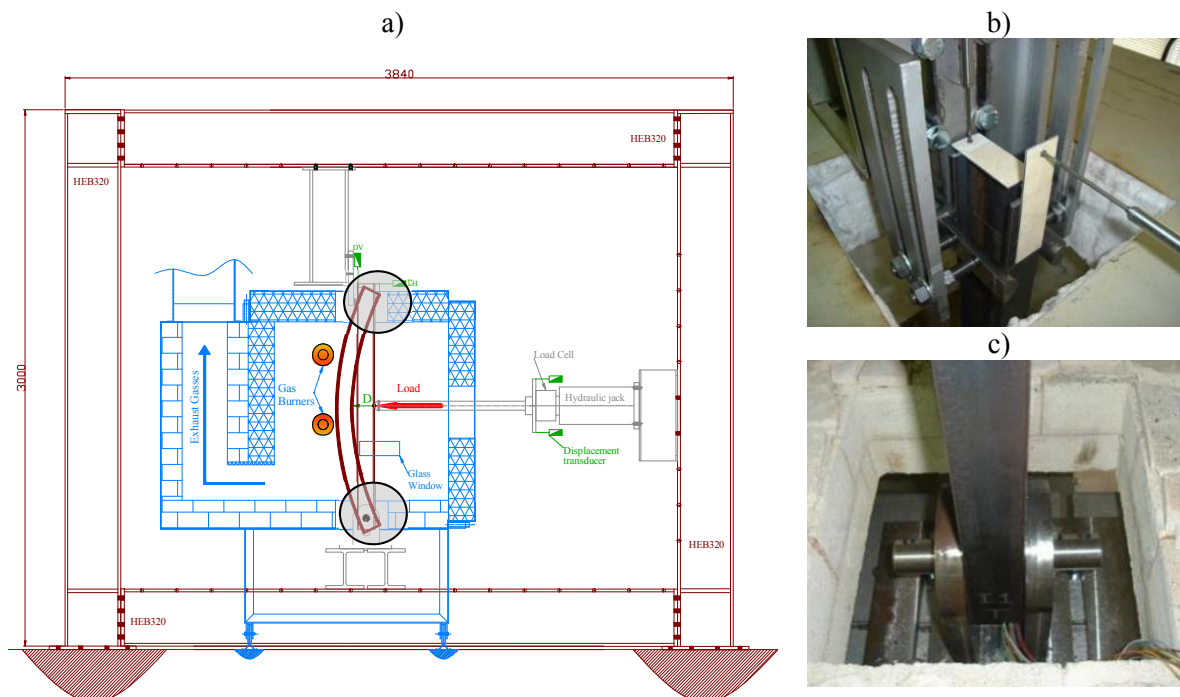


Figura 5.2 – a) “Setup” experimental utilizado nos ensaios. b) Apoio simples de forquilha superior e posição dos LVDTs. c) Apoio duplo inferior.

O forno encontra-se centrado num pórtico de reação que passa no plano médio vertical do forno e permite que os elementos em estudo sejam solicitados com carga através de atuadores hidráulicos e sejam definidas as condições de apoio pretendidas. O forno possui ainda três aberturas, cada uma com 300x300 [mm], no topo, no fundo e na porta frontal do forno, aumentando a adaptabilidade deste, facultando a realização de testes de resistência ao fogo com solicitações de flexão e de compressão.

O sistema servo hidráulico, que comunica com as leituras das células de carga dos atuadores hidráulicos, potencia a aplicação da solicitação mecânica de modo incremental, com uma variação linear no tempo, ou de modo constante, no qual a posição do atuador é atualizada sempre que é verificado um aumento ou diminuição da carga aplicada pretendida, devido à variação da resistência do elemento estrutural em teste.

5.4 Análise do perfil de intumescência de elementos estruturais curtos

No capítulo anterior relativo aos ensaios de placas no calorímetro de cone, foi possível concluir que o desenvolvimento da camada intumescente é aproximadamente normal, e unidirecional, à superfície protegida. Verifica-se no entanto que a sua superfície é

ligeiramente convexa, devido essencialmente a uma maior radiação térmica no centro da placa.

O comportamento apresentado levanta dúvidas acerca do desenvolvimento da intumescência em secções de geometria variável, como é o caso de secções com reentrâncias e arestas vivas, como são o caso das secções I, H, cantoneiras, etc., ou secções cuja superfície a proteger é convexa ou sem reentrâncias, como no caso dos perfis tubulares, quadrados ou redondos.

Para se proceder a este estudo foi definido um conjunto de ensaios experimentais realizados em elementos curtos em aço de secção IPE100, IPE220, HEB220, SHS100x100x4, CHS100x4 e L100x50x8 com um comprimento de 0.5 [m]. Para cada secção foram realizados seis testes, três com uma espessura nominal de proteção igual a 500 [μm] e três com uma espessura de 1500 [μm], resultando num total de 36 testes realizados. A caracterização de cada um dos testes é apresentada na Tabela 25, com os respetivos valores do fator de secção, o valor médio da espessura seca de proteção (DFT), o desvio padrão e o maior e menor valor de todas as medições efetuadas em cada perfil. Para esta análise foi considerada unicamente o tipo de tinta A.

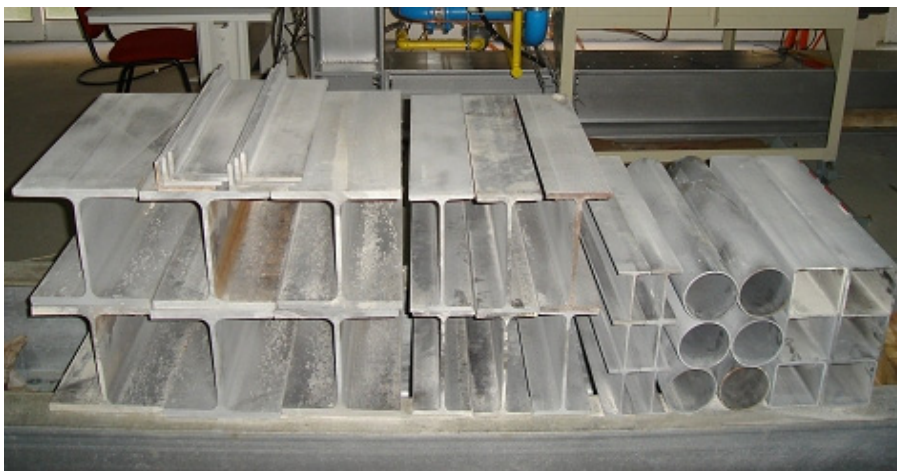


Figura 5.3 – Secções em estudo após decapagem por jato de areia.

Os perfis foram sujeitos a um tratamento superficial com decapagem por jato de areia para garantir uma boa adesão da tinta à superfície do aço, conforme apresentado na Figura 5.3. A evolução da temperatura dos elementos foi monitorizada com termopares do tipo K soldados aos elementos, nas posições indicadas na Figura 5.4, em duas secções dispostas longitudinalmente e com três termopares em cada secção, resultando em seis medições por cada perfil.

Os fios de termopar foram dispostos na direção longitudinal dos perfis de modo a minimizar a sua influência no desenvolvimento da intumescência. A tinta foi aplicada por pistola convencional em várias demãos até se atingir a espessura pretendida.

O valor médio da espessura seca de tinta (DFT) de cada perfil foi determinado através de vários controlos dimensionais, utilizando um medidor de espessura seca, em cinco secções e nos pontos de medição indicados na Figura 5.5, tendo em consideração as recomendações da norma EN13381-8 (CEN, 2010). O resultado das medições efetuadas é apresentado na Tabela 25.

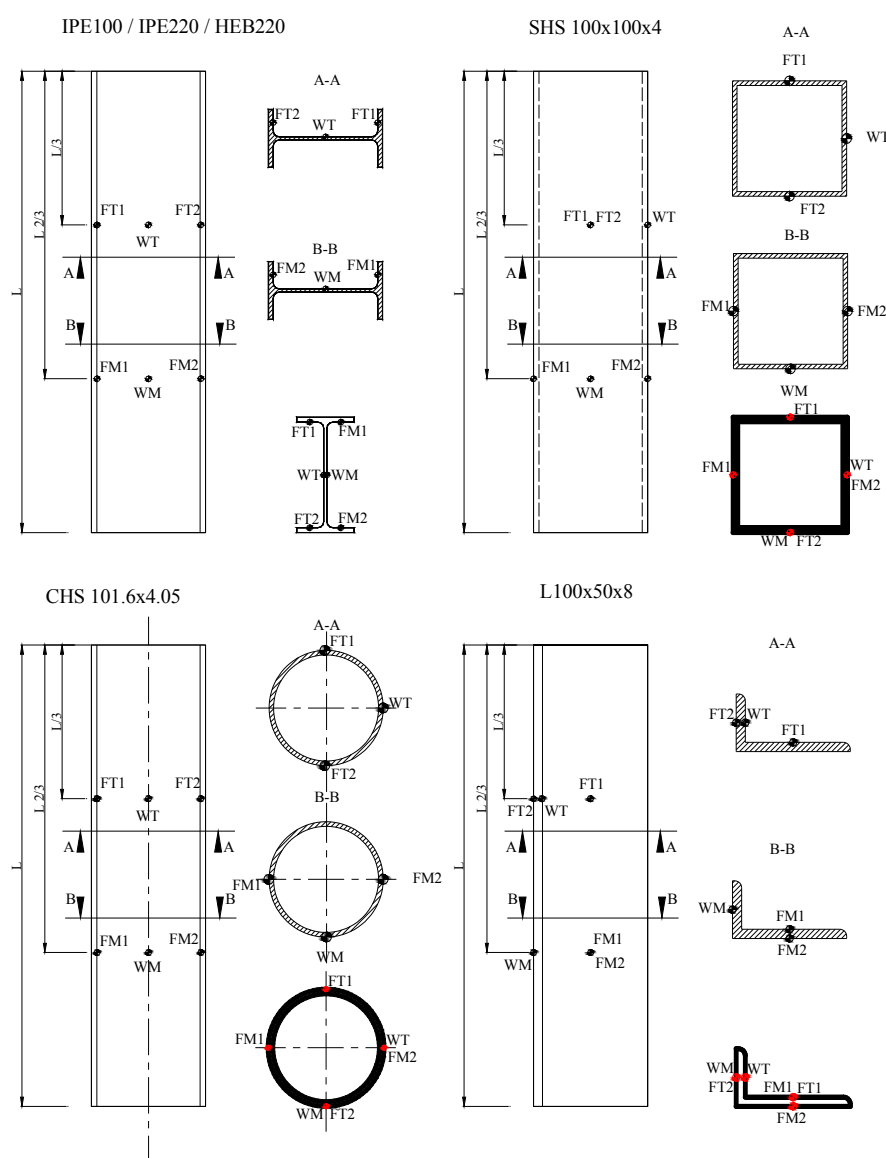


Figura 5.4 – Posição dos termopares nos diferentes perfis ensaiados.

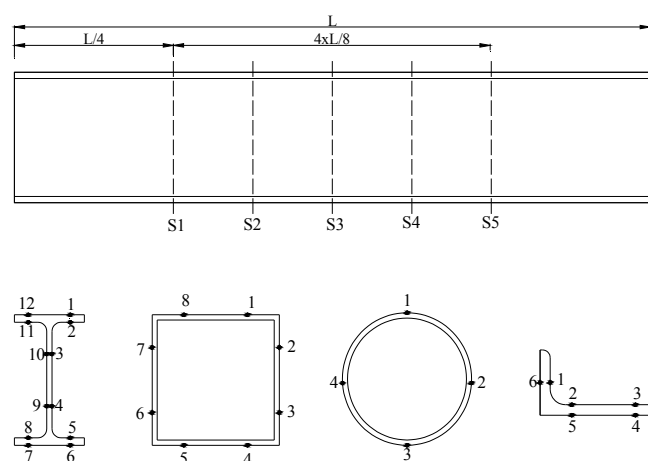


Figura 5.5 – Posição das secções e dos pontos de medição da espessura seca de tinta nos perfis analisados.

Tabela 25 – Caracterização dos perfis de curtos para estudo do efeito de bordo e valor da expansão do intumescente.

Teste nº	Secção	Ap/V [m ⁻¹]	DFT [µm]	Desvio Padrão [µm]	Maior [µm]	Menor [µm]	Expansão média nos banzos ou faces na horizontal [mm] e [s]						Expansão média na alma ou faces na vertical [mm] e [s]					
							dp(max.)	dp(15min.)	dp(30min.)	dp(Fim)	t(dpmax)	dp(max.)	dp(15min.)	dp(30min.)	dp(Fim)	t(dpmax)		
1	IPE100	387	515,6	113,5	752	312	16,31	13,47	12,83	13,08	419	39,42	38,62	34,25	34,20	619		
2	IPE100	387	506,8	115,0	763	314	17,14	15,51	14,29	14,11	469	38,15	38,05	34,25	32,67	919		
3	IPE100	387	594,6	119,8	862	359	18,44	-	-	17,25	429	36,84	-	-	36,27	449		
4	IPE100	387	1346,2	183,4	1800	970	25,96	25,09	24,81	22,53	817	56,67	52,33	52,32	49,52	1017		
5	IPE100	387	1424,8	142,3	1680	1050	30,15	28,51	26,98	26,46	710	56,12	50,04	51,89	49,48	1210		
6	IPE100	387	1425,7	195,3	1820	961	27,40	25,44	23,65	23,52	610	72,63	65,52	71,95	66,48	1610		
7	IPE220	254	699,1	130,5	1000	512	25,71	25,62	23,21	19,23	919	57,79	56,01	53,81	50,62	1219		
8	IPE220	254	704,6	119,2	996	490	16,09	15,03	14,18	14,65	509	53,75	52,54	50,05	49,73	709		
9	IPE220	254	563,7	90,9	823	345	14,07	13,62	13,42	13,65	1219	26,95	26,37	24,16	23,20	1019		
10	IPE220	254	1645,2	146,7	2050	1250	42,14	39,42	40,77	40,29	1210	88,81	63,67	87,41	86,73	2610		
11	IPE220	254	1649,7	137,2	1890	1320	23,73	-	-	23,73	381	28,58	-	-	28,58	381		
12	IPE220	254	1573,3	134,7	1860	1290	36,39	35,53	34,11	32,95	1010	86,92	70,02	86,90	85,60	1810		
13	HEB220	140	698,7	81,1	888	523	24,06	23,25	22,33	22,26	1219	40,75	36,44	37,65	37,40	1419		
14	HEB220	140	685,9	108,3	891	454	14,18	12,64	12,76	10,48	1019	20,96	20,03	18,13	17,89	1019		
15	HEB220	140	620,0	85,6	810	442	19,41	19,28	17,48	15,93	919	45,93	39,94	43,52	38,18	1219		
16	HEB220	140	1678,8	175,3	2270	1310	36,64	29,22	35,61	35,46	1410	56,54	38,71	55,96	55,84	2410		
17	HEB220	140	1516,8	169,5	1910	1080	31,50	24,63	29,74	29,86	1410	55,90	34,05	54,02	52,33	2610		
18	HEB220	140	1745,3	150,0	2140	1490	27,85	-	-	27,85	760	38,58	-	-	38,58	760		
19	SHS 100x100x4	250	544,6	90,7	759	388	18,35	17,67	14,65	13,26	719	17,30	16,67	15,26	13,96	469		
20	SHS 100x100x4	250	588,0	104,6	819	404	22,51	20,81	20,59	20,98	619	15,29	14,76	14,03	14,12	619		
21	SHS 100x100x4	250	563,3	90,7	760	409	20,45	19,96	16,63	16,35	819	16,82	14,31	14,31	13,97	269		
22	SHS 100x100x4	250	1405,5	178,0	1750	978	25,92	25,92	24,67	23,08	910	24,57	24,03	23,71	22,77	1010		
23	SHS 100x100x4	250	1520,8	181,9	1910	1120	19,33	-	-	19,33	460	18,67	-	-	18,67	460		
24	SHS 100x100x4	250	1409,5	164,1	1780	1040	27,16	26,90	24,65	23,62	1010	25,13	24,89	24,04	22,96	1010		
25	CHS 100x4.05	247	541,2	58,8	633	424	37,65	26,79	22,64	22,44	450							
26	CHS 100x4.05	247	458,4	90,8	627	308	37,89	30,47	30,71	29,86	459							
27	CHS 100x4.05	247	502,9	81,5	623	306	40,46	33,81	31,64	29,80	419							
28	CHS 100x4.05	247	1436,5	148,3	1670	1170	40,04	39,50	38,86	39,04	1090							
29	CHS 100x4.05	247	1315,5	169,4	1630	1050	46,75	46,46	43,81	42,97	790							
30	CHS 100x4.05	247	1457,5	94,8	1620	1240	42,75	42,23	39,28	35,00	990							
31	L100x50x8	250	573,5	69,5	734	443												
32	L100x50x8	250	528,6	71,8	679	409												
33	L100x50x8	250	560,7	61,6	723	437	12,68	11,31	-	10,54	459	22,86	21,61	-	21,49	1009		
34	L100x50x8	250	1479,3	245,4	1830	1020	32,57	29,00	29,63	32,57	5010	34,21	34,15	33,05	30,65	910		
35	L100x50x8	250	1493,7	120,5	1740	1180	25,60	24,81	23,93	24,28	3610	31,57	29,55	23,06	23,52	710		
36	L100x50x8	250	1417,0	130,4	1670	1150	28,61	25,41	24,41	25,12	610	32,62	30,38	26,50	26,68	610		

A Figura 5.6 e a Figura 5.7 apresentam o estado dos perfis e da sua intumescência após terem sido sujeitos à exposição térmica. Nas figuras é visível a adesão e a coesão do material intumescente que permanece na envolvente do perfil, garantindo a sua função de proteção ao fogo durante todo o tempo de exposição. De referir que, em alguns dos casos, a falta de parte do material intumescente se deve à queda deste durante a sua exposição ao fogo e também durante a remoção do perfil do forno.



Figura 5.6 – Perfis L100x50x8, SHS100x4, IPE100, IPE220 e HEB220 com uma espessura de proteção de 500 [μm] após teste.



Figura 5.7 - Perfis L100x50x8, SHS100x4, CHS100x4 IPE100, IPE220 e HEB220 com uma espessura de proteção de 1500 [μm] após teste.

5.4.1 *Evolução da temperatura com o tempo*

A análise do efeito de bordo da intumescência foi efetuada utilizando uma solicitação térmica definida pela curva de incêndio padrão. A evolução da temperatura média do aço dos perfis protegidos é apresentada da Figura 5.8 à Figura 5.13. Estas figuras representam a temperatura média aritmética dos seis registos efetuados em cada perfil, em comparação com a evolução da temperatura da curva de incêndio padrão e com a temperatura do forno em cada um dos testes. Os gráficos individuais de cada teste, com a variação da temperatura de cada ponto de medição, são apresentados no Anexo A3.

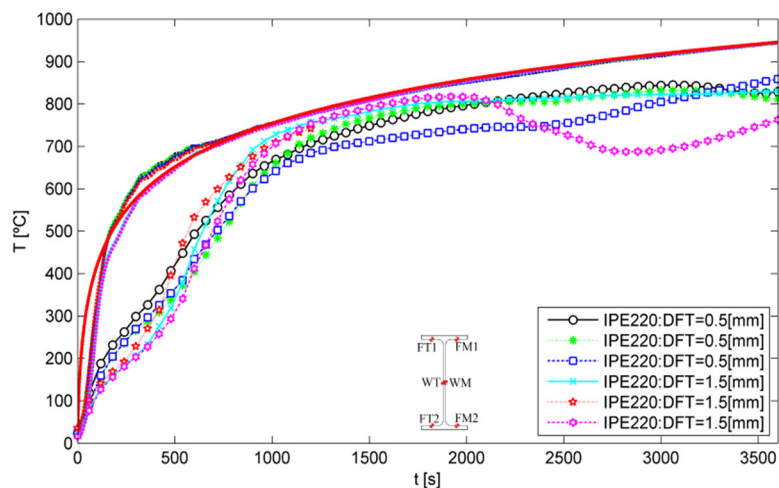


Figura 5.8 – Variação da temperatura média do aço dos perfis curtos de seção IPE220 protegidos com 0.5 e 1.5 [mm] de espessura de tinta.

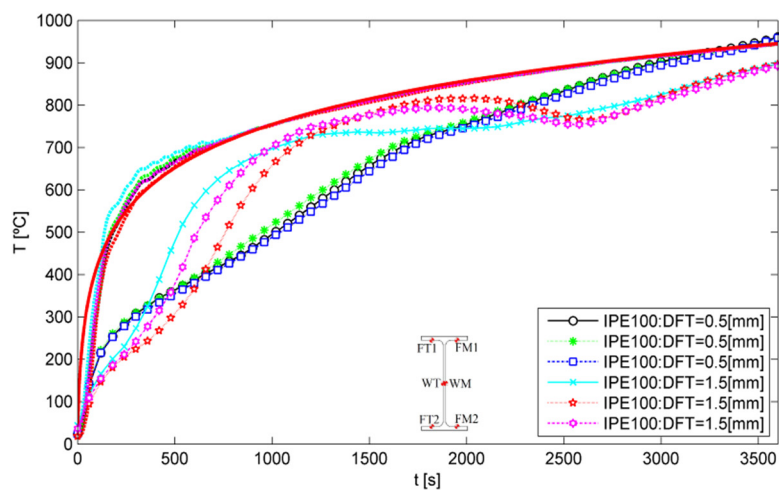


Figura 5.9 – Variação da temperatura média do aço dos perfis curtos de seção IPE100 protegidos com 0.5 e 1.5 [mm] de espessura de tinta.

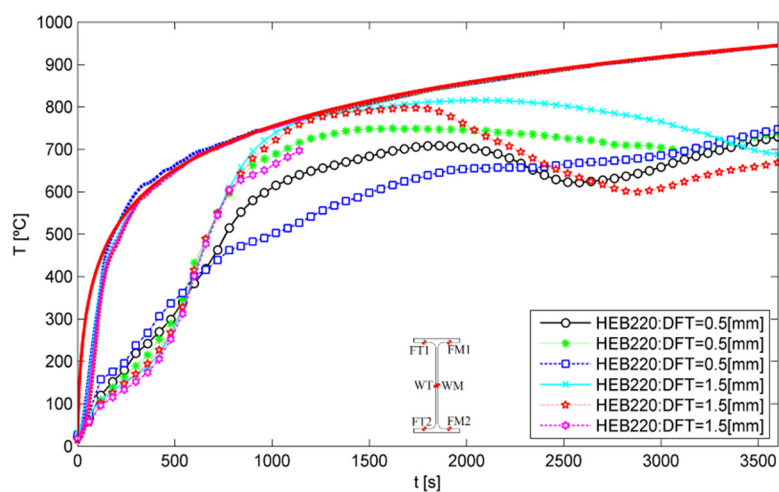


Figura 5.10 – Variação da temperatura média do aço dos perfis curtos de seção HEB220 protegidos com 0.5 e 1.5 [mm] de espessura de tinta.

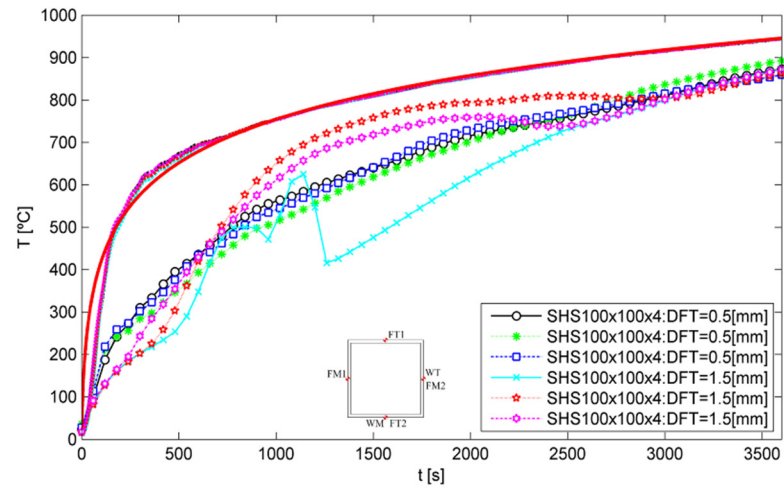


Figura 5.11 – Variação da temperatura média do aço dos perfis curtos de secção SHS100x4 protegidos com 0.5 e 1.5 [mm] de espessura de tinta.

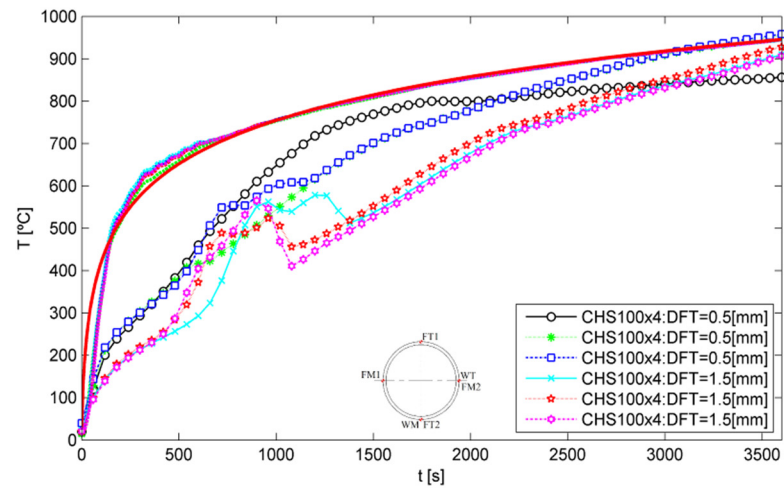


Figura 5.12 – Variação da temperatura média do aço dos perfis curtos de secção CHS100x4 protegidos com 0.5 e 1.5 [mm] de espessura de tinta.

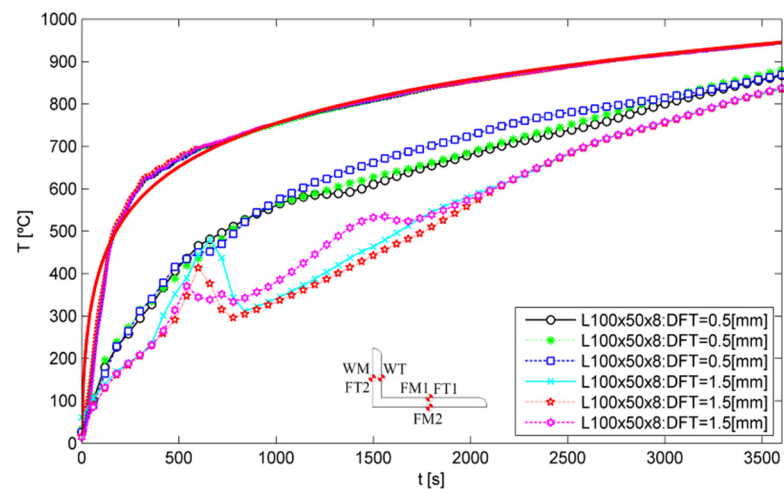


Figura 5.13 – Variação da temperatura média do aço dos perfis curtos de secção L100x50x8 protegidos com 0.5 e 1.5 [mm] de espessura de tinta.

No caso dos perfis tubulares foi aplicado um isolamento térmico em ambos os topos, com fibra cerâmica de 50 [mm] de espessura, para garantir um aquecimento do aço devido ao fluxo de calor proveniente da proteção intumescente.

Embora se tenha aplicado a tinta intumescente de modo a garantir uma espessura uniforme, a espessura seca final (DFT) apresenta sempre alguma variação, refletida no desvio padrão apresentado na Tabela 25. Adicionalmente, o método de aplicação dificulta que a espessura de tinta nos topos do perfil seja equivalente à existente na superfície do perfil. Por esta razão, verificou-se com frequência uma intumescência reduzida nos topos em comparação com a existente nas restantes superfícies expostas. Em alguns casos, esta baixa intumescência acabaria por deixar o topo do perfil totalmente exposto ao fogo, aumentando a temperatura do aço com o tempo.

A análise das curvas de temperatura permite verificar um comportamento distinto entre os elementos protegidos com uma espessura de 0.5 e com 1.5 [mm], especialmente e com mais frequência para longos períodos de exposição. Em alguns dos testes também se verifica que na mesma secção existe um aumento da temperatura e posterior diminuição. Esta situação é devida essencialmente à maior taxa de aquecimento pelos topos deixados desprotegidos. Simultaneamente na fase inicial do processo de intumescência a área de localização do termopar fica desprotegido, levando a um maior aquecimento. Posteriormente quando a expansão do intumescente é mais significativa a proteção volta a ter capacidade de proteger esta área.

5.4.2 Evolução do perfil de intumescência com o tempo

O efeito de bordo e do perfil de intumescência foi analisado através da gravação de vídeo integral de cada um dos testes e posterior processamento de imagem de vários fotogramas do mesmo, com um intervalo de tempo apropriado para descrever a sua variação com o tempo. Na Figura 5.14 à Figura 5.18 são apresentados vários fotogramas dos ensaios realizados em diferentes secções, nos quais se pode verificar a variação da intumescência e do contorno desta com o tempo de exposição ao fogo.

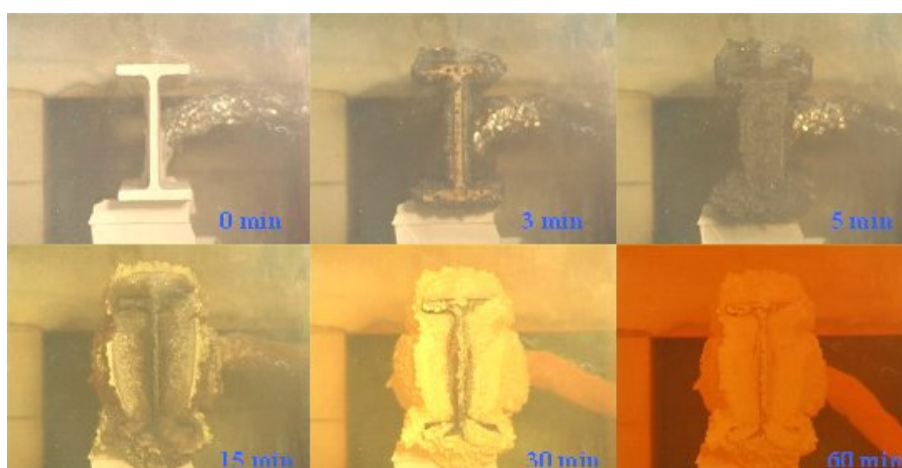


Figura 5.14 – Evolução da intumescência do perfil IPE100 (teste 5).

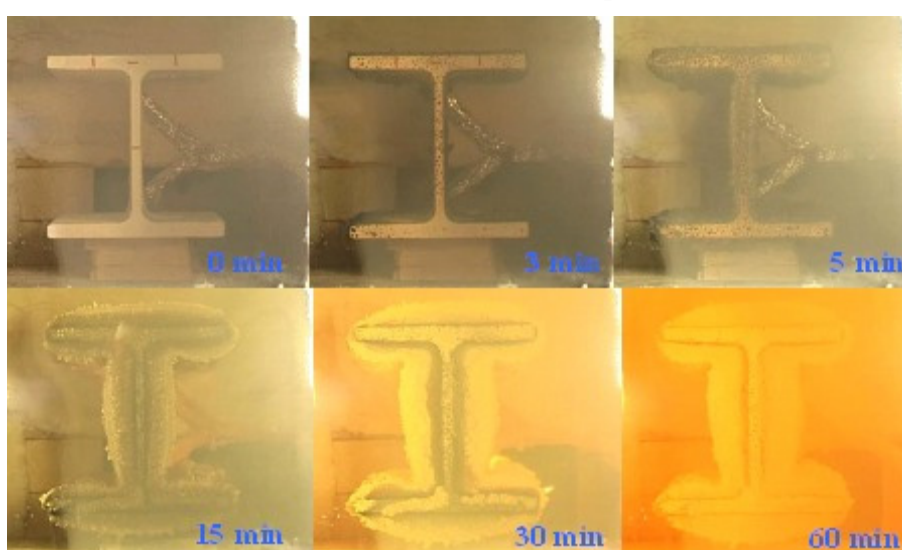


Figura 5.15 - Evolução da intumescência do perfil HEB220 (teste 16).

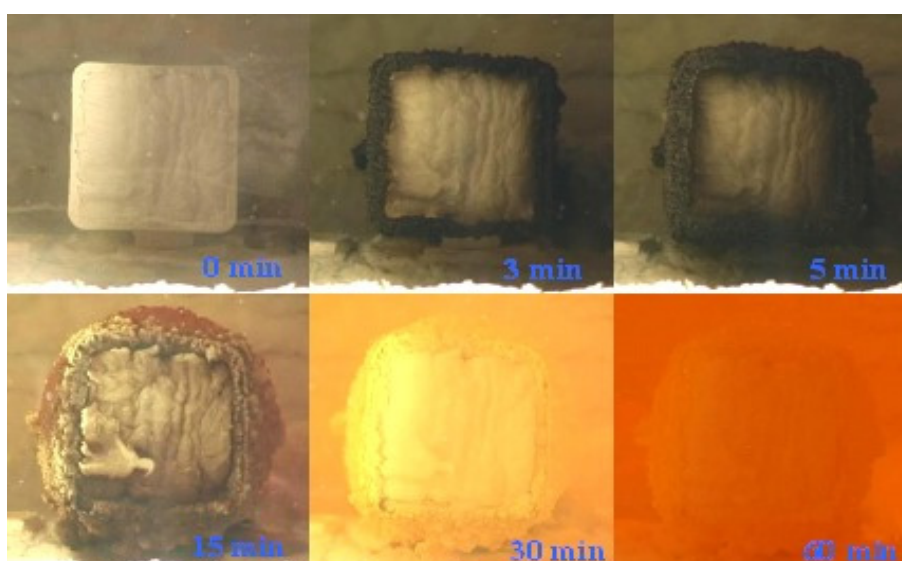


Figura 5.16 - Evolução da intumescência do perfil SHS100x100x4 (teste 22).

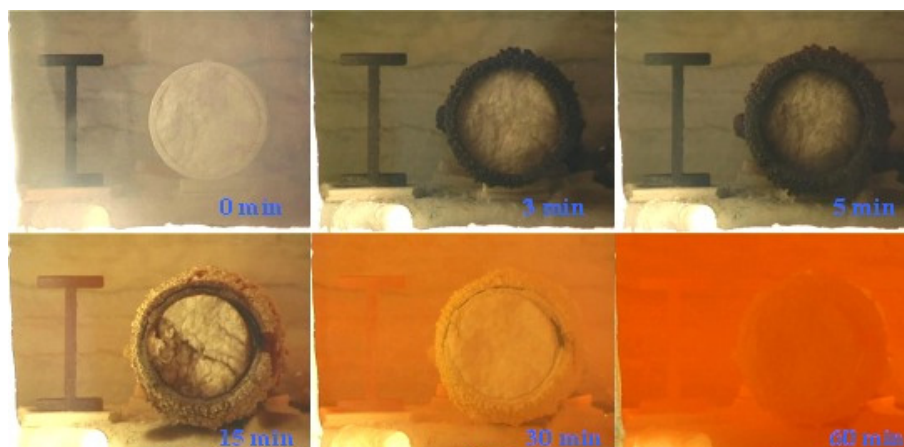


Figura 5.17 - Evolução da intumescência do perfil CHS100x4 (teste 28).

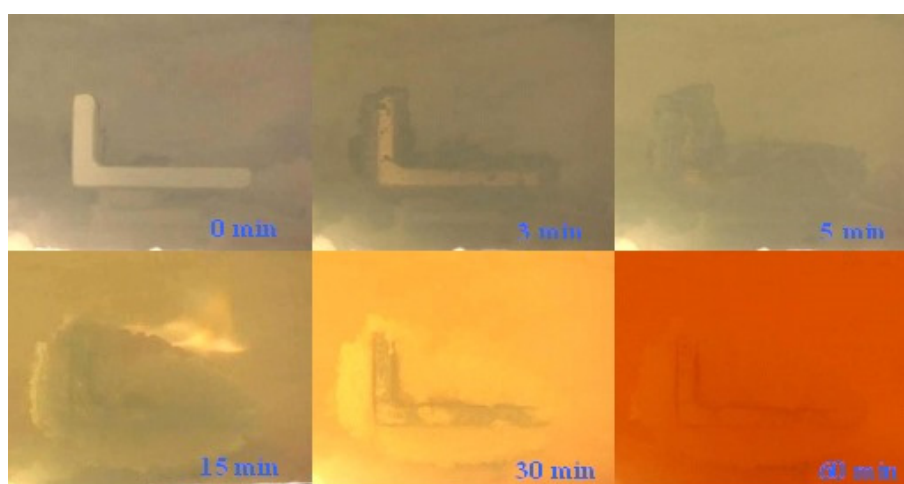


Figura 5.18 - Evolução da intumescência do perfil L100x50x8 (teste 35).

Para cada fotograma foi representado um polígono no contorno exterior da intumescência, originando perfis de intumescência que podem ser representados pelo esquema da Figura 5.19. A expansão da tinta intumescente é apresentada na Figura 5.20 à Figura 5.25, para as diferentes secções analisadas e para as duas espessuras de proteção. Nestas figuras, cada polígono representa a intumescência num plano vertical e para um instante de tempo definido na legenda de cada uma das figuras.

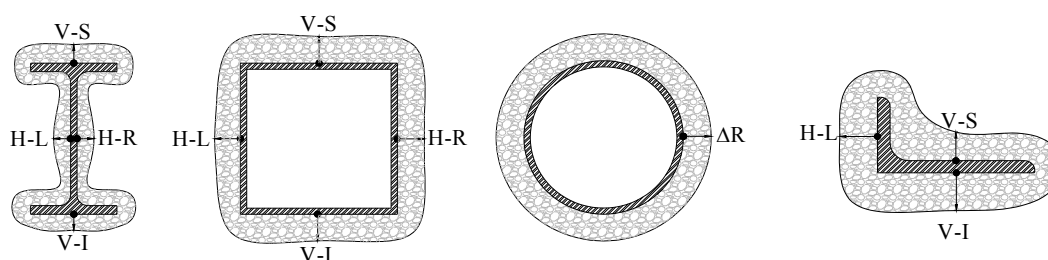


Figura 5.19 – Localização dos pontos de medição da espessura da intumescência das secções analisadas.

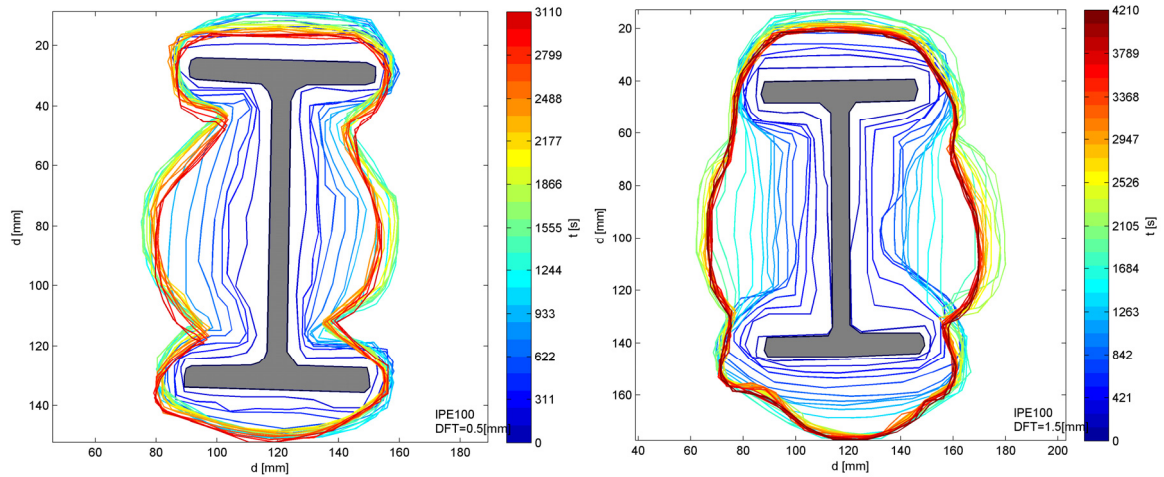


Figura 5.20 – Evolução do perfil da intumescência com o tempo da secção IPE100 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.

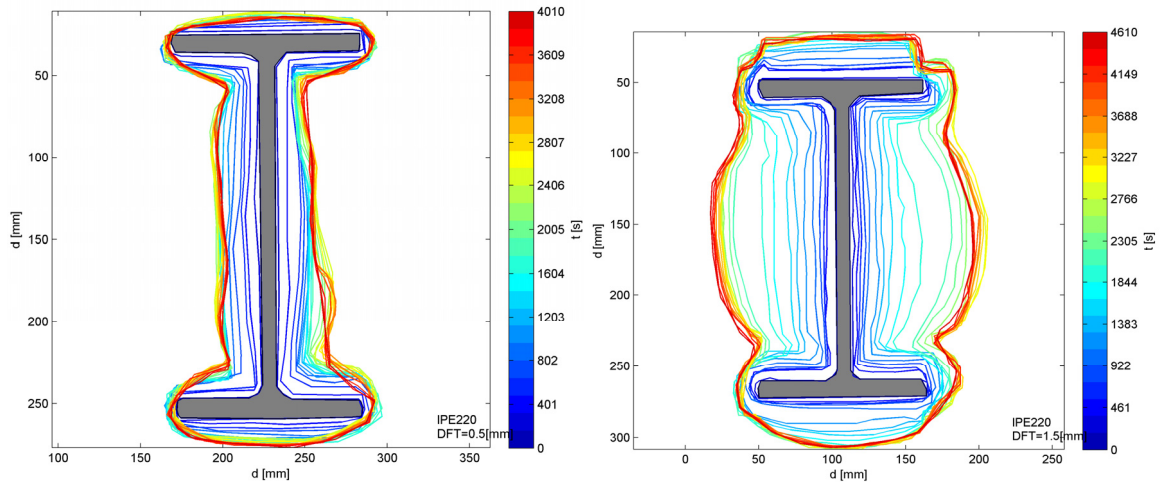


Figura 5.21 – Evolução do perfil da intumescência com o tempo da secção IPE220 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.

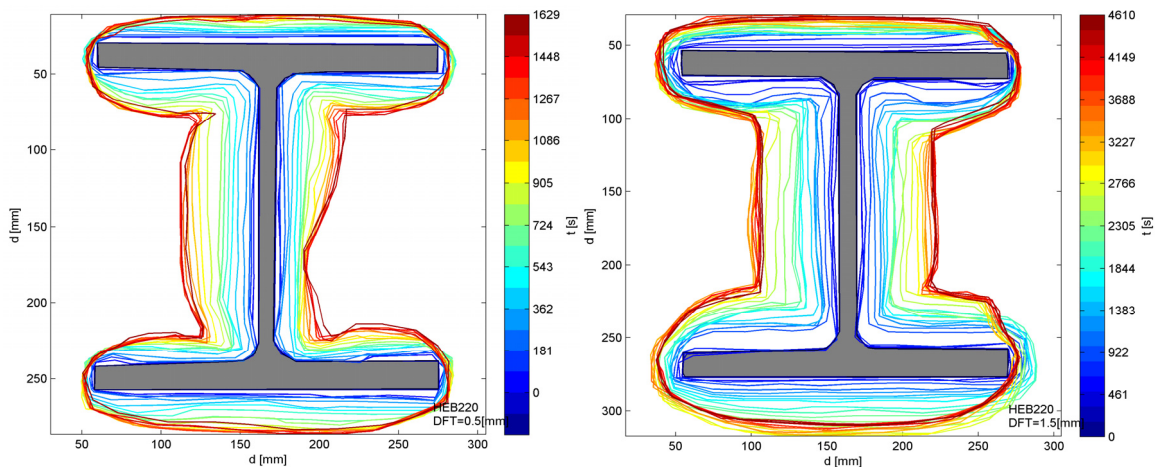


Figura 5.22 – Evolução do perfil da intumescência com o tempo da secção HEB220 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.

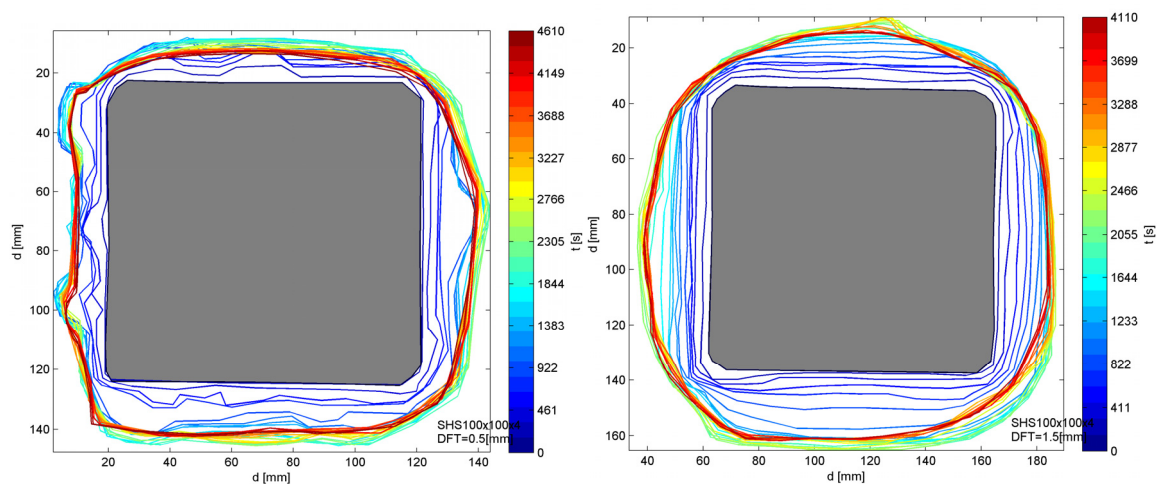


Figura 5.23 – Evolução do perfil da intumescência com o tempo da secção SHS100x100x4 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.

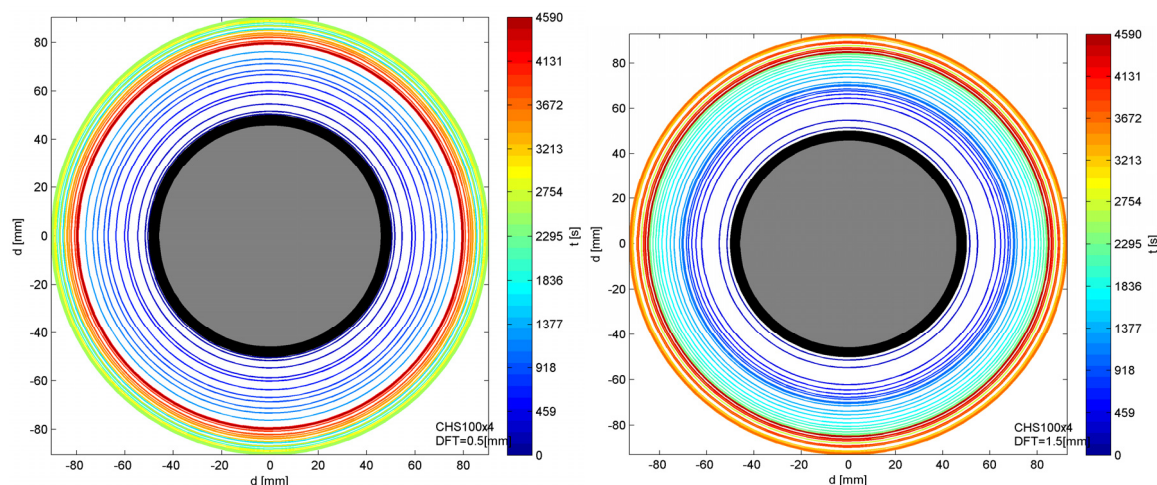


Figura 5.24 – Evolução do perfil da intumescência com o tempo da secção CHS100x4 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.

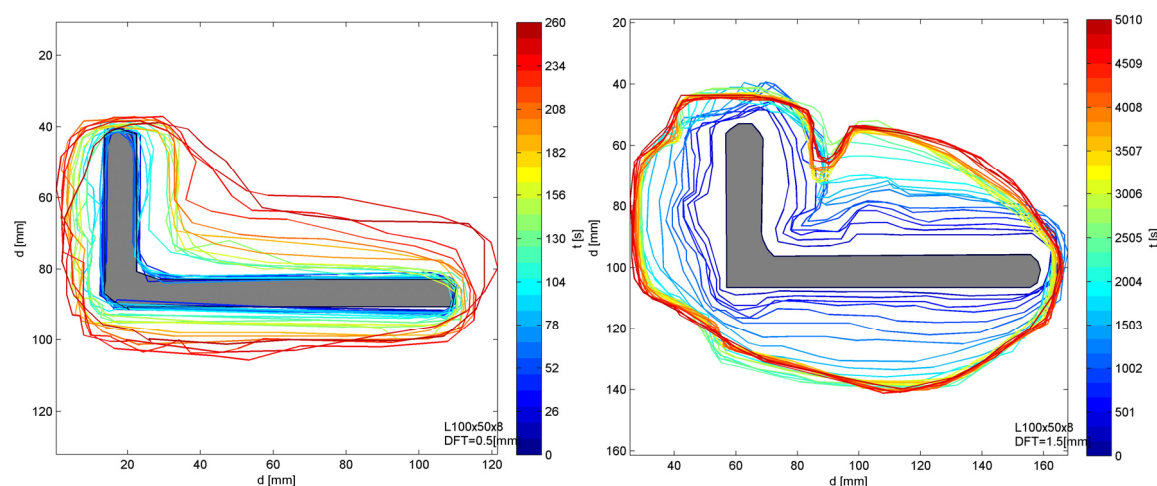


Figura 5.25 – Evolução do perfil da intumescência com o tempo da secção L100x50x8 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.

As figuras anteriores permitem ainda verificar, em alguns dos casos analisados, a existência de uma contração da intumescência quando esta é sujeita a longos períodos de exposição.

Estes perfis do contorno de intumescência permitem a obtenção da variação da espessura de intumescência com o tempo, em pontos da secção transversal considerados relevantes e representados na Figura 5.19. Assim, no caso de secções I e H, foram medidos os valores da espessura da intumescência no centro da alma, à esquerda e à direita (H-L e H-R), e no centro do banzo superior, V-S, e inferior, V-I. Na secção de tubo quadrado foram medidas as espessuras no centro dos quatro lados, numa direção horizontal, H-L e H-R, e vertical, V-S e V-I. Nas cantoneiras foi determinada a expansão nas duas abas, na horizontal e à esquerda, H-L, e na direção vertical considerando a superfície superior, V-S, e inferior, V-I. Considerando que a expansão da intumescência existente nos tubos circulares mantém aproximadamente a forma circular do tubo, o seu contorno foi definido através da variação do raio, ΔR , determinado com vários pontos medidos no contorno da intumescência.

Na Figura 5.26 à Figura 5.31 é apresentada a variação da espessura da intumescência com o tempo, nos pontos indicados e para as secções em estudo, para espessuras de proteção, DFT de 0.5 e 1.5 [mm].

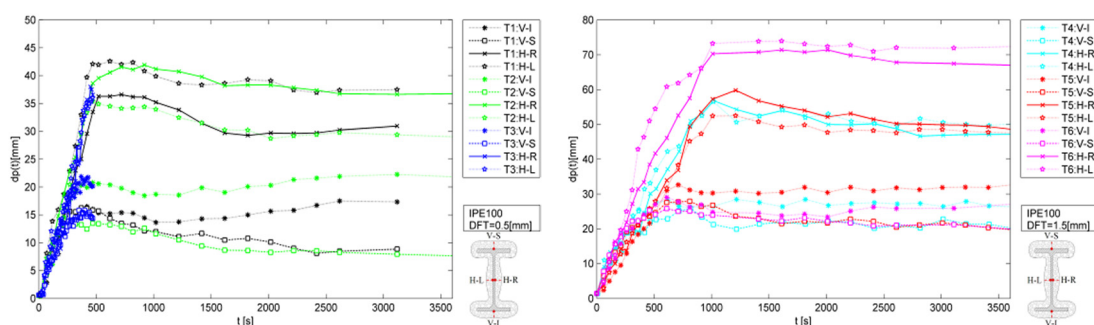


Figura 5.26 – Variação da espessura intumescente com o tempo da secção IPE100 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.

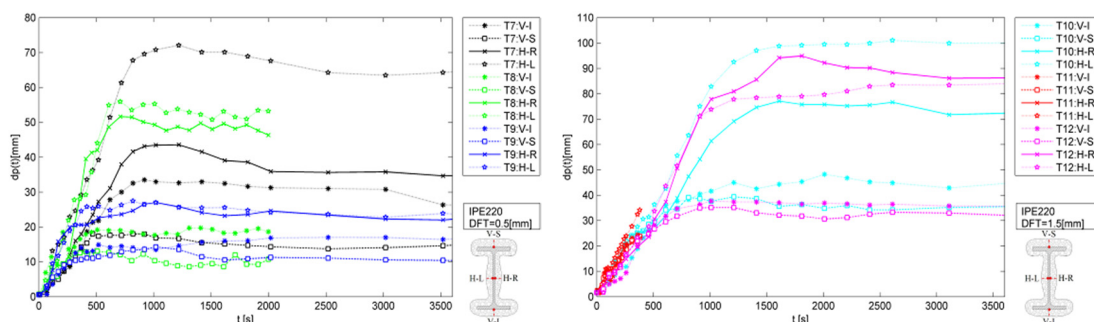


Figura 5.27 – Variação da espessura intumescente com o tempo da secção IPE220 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.

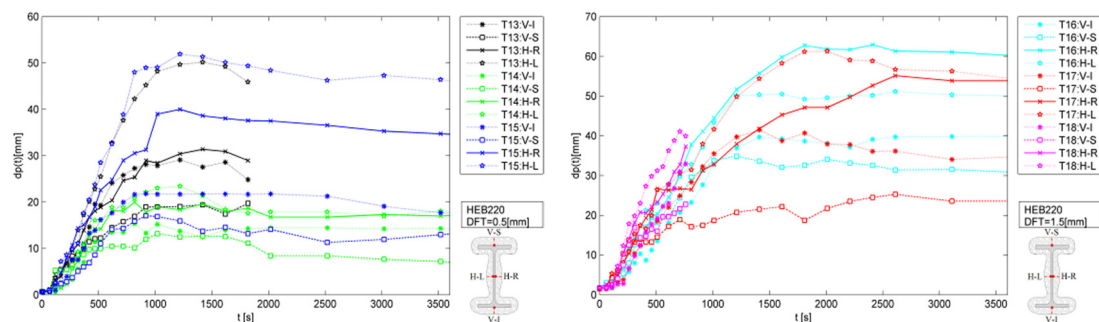


Figura 5.28 – Variação da espessura intumescente com o tempo da secção HEB220 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.

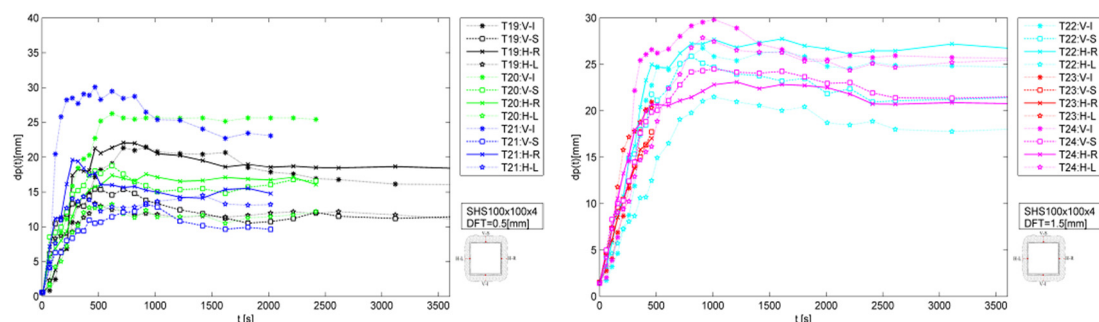


Figura 5.29 – Variação da espessura intumescente com o tempo da secção SHS100x100x4 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.

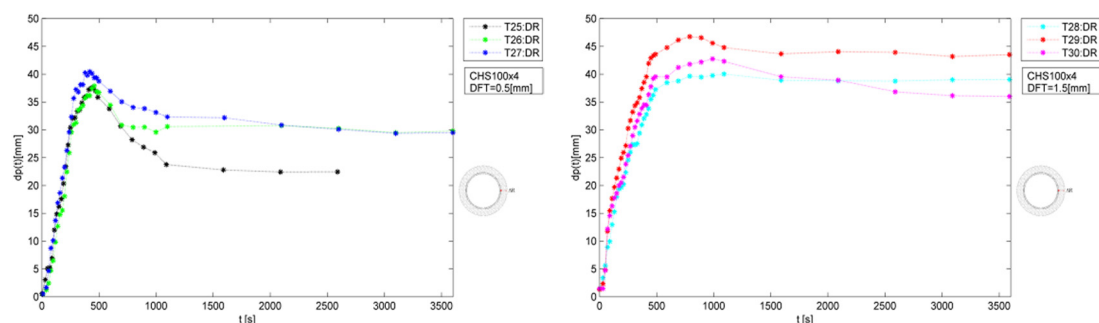


Figura 5.30 – Variação da espessura intumescente com o tempo da secção CHS100x4 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.

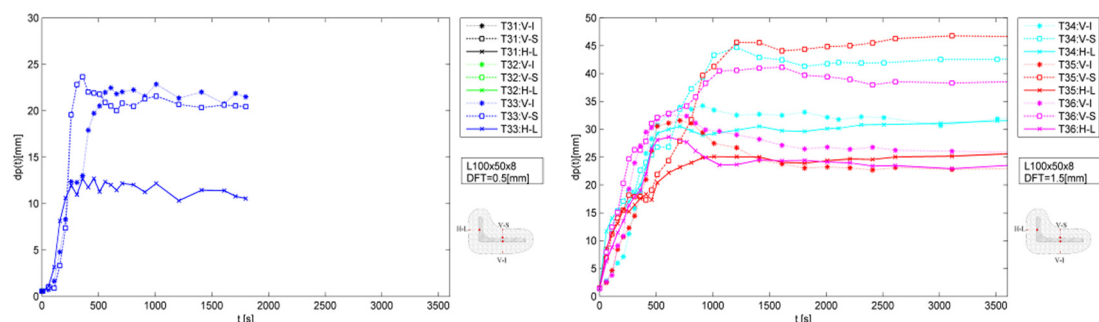


Figura 5.31 – Variação da espessura intumescente com o tempo da secção L100x50x8 com 0.5 e 1.5 [mm] de proteção.

As variações apresentadas indicam que, no caso das secções I e H e para as espessuras de proteção estudadas, a expansão na alma é mais significativa do que a expansão medida

nos banzos. Verifica-se, no entanto, uma menor expansão na zona de concordância entre a alma e os banzos. A expansão vertical medida nos banzos é muito distinta, encontrando-se na superfície inferior valores significativamente mais elevados do que os determinados na superfície superior, onde o peso próprio do intumescente produz um efeito positivo na expansão. A intumescência dos banzos aumenta com o tempo até atingir o valor máximo de expansão e depois começa a diminuir progressivamente devido às transformações a que o material fica submetido.

No caso dos tubos quadrados (SHS), também se verifica uma expansão máxima na face inferior, uma expansão intermédia nas faces laterais e uma expansão menor na face superior. A diminuição da espessura com o tempo é mais significativa nos valores medidos na superfície inferior.

A aplicação de uma espessura de proteção de 0.5 e 1.5 [mm] em tubos circulares não dá origem a uma variação da espessura de intumescência significativamente mais elevada. No entanto, para grandes períodos de exposição ao fogo a diminuição da espessura de proteção é maior quando é aplicada uma espessura de proteção de 0.5 [mm], por comparação com o caso de 1.5 [mm] de proteção.

A interação, no lado côncavo das cantoneiras, entre a intumescência dos dois lados da cantoneira origina uma elevada expansão na direção vertical (V-S). A expansão existente no lado da cantoneira que se encontra na vertical (H-L) é sempre inferior à medida nos restantes pontos.

Adicionalmente, nas secções onde existem ângulos retos, como nos vértices dos banzos e nas cantoneiras, verifica-se uma baixa expansão do intumescente, deixando em alguns dos casos o aço totalmente exposto ao fogo. Nestes casos recomenda-se a aplicação de uma sobre espessura de tinta de modo a compensar este efeito de bordo geométrico.

A Tabela 25 apresenta a espessura da camada intumescente em diferentes tempos de exposição ao fogo: 15, 30 minutos, no final de cada teste, a expansão máxima e o tempo em que esta, expansão máxima, ocorre. Considerando o comportamento distinto na alma e nos banzos das secções I e H, assim como nas faces do tubo quadrado na horizontal e na vertical, são apresentados valores médios das duas medições efetuadas em cada um destes elementos. No caso dos tubos circulares é apresentado, nos instantes indicados, o valor da variação do raio da intumescência. Nas cantoneiras são apresentados os valores relativos às medições na

face vertical (V-I) e na horizontal (H-L), atendendo à interação da expansão das faces concavas.

Os valores respeitantes à expansão máxima relativa da camada intumescente (dp_{max}/DFT), considerando os valores médios dos testes realizados com a mesma espessura nominal de proteção, permitem verificar que no caso dos banzos, a diferença existente nas secções I e H analisadas não é significativa. Para as secções IPE100, IPE220 e HEB220, com uma espessura nominal de proteção de 0.5 [mm], a expansão relativa média é de 31, 28 e 29 vezes e com uma espessura de proteção de 1.5 [mm], a expansão relativa média é de 20, 24 e 21 vezes, respetivamente. Já no caso da expansão relativa média medida na alma, para as mesmas secções, é de 72, 70 e 54 vezes para uma espessura de proteção de 0.5 [mm] e de 44, 54 e 34 vezes para a espessura de proteção de 1.5 [mm].

No caso dos tubos quadrados pode-se constatar que, para ambas as espessuras de proteção, a expansão máxima ocorre nas faces do tubo na horizontal, com valores de expansão relativa de 36 e 18 vezes, para a espessura inicial de proteção de 0.5 e 1.5 [mm], respetivamente. Nos lados do tubo que se encontram na vertical verifica-se uma expansão relativa média de 29 e 17 vezes.

A expansão relativa média verificada nos tubos circulares é sempre superior à dos tubos quadrados, com valores de 77 e de 31 vezes a espessura inicial de proteção de 0.5 e 1.5 [mm], respetivamente.

A aplicação de uma proteção de 1.5 [mm] nas cantoneiras produz uma expansão relativa média no lado que se encontra na vertical (H-L) de 20 vezes, enquanto que no lado na horizontal (V-I) este valor é de 22 vezes.

5.5 Testes efetuados no forno de resistência ao fogo

O método mais convencional de se determinar a resistência ao fogo de elementos estruturais de aço protegidos e não protegidos é através de testes normalizados de resistência ao fogo. O objetivo deste teste é determinar o período de tempo que o elemento ensaiado se mantém estável, quando sujeito a um carregamento mecânico, normalmente constante, e a uma solicitação térmica definida por uma das curvas de incêndio padrão. A resistência ao fogo é definida pelo tempo decorrido desde o início do aquecimento até que o elemento deixa de ter capacidade para suportar o carregamento aplicado e se dá o colapso estrutural. Em

termos práticos esta situação ocorre quando se verifica um aumento rápido do deslocamento vertical e/ou lateral.

O conjunto de ensaios experimentais realizados no Laboratório de Estruturas e Resistência dos Materiais do IPB, para a avaliação do comportamento de vigas em situação de incêndio e aferir a influência da espessura de proteção e do grau de solicitação é o apresentado na Tabela 29. Para efeitos de comparação e determinação da capacidade de carga dos elementos (carga de colapso), são também realizados ensaios à temperatura ambiente e ao fogo sem qualquer proteção intumescente.

Nesta secção pretende-se efetuar uma análise da eficácia da aplicação de tintas intumescentes em elementos sujeitos à flexão, aplicada a distintas secções transversais (IPE, CHS, SHS e LNP) e com diferentes níveis de carregamento (30%, 50% e 70%). A capacidade de resistência ao fogo dos elementos é obtida através de ensaios executados num forno, sob a ação de carregamento mecânico e com as condições térmicas prescritas pela curva ISO834 (ISO834, 1999).

5.5.1 Caracterização das propriedades mecânicas e geométricas dos perfis em estudo

Para a caracterização das propriedades mecânicas do material dos perfis foram efetuados ensaios de tração em provetes obtidos por maquiagem da alma, no caso dos perfis IPE, da aba de maior dimensão, no caso das cantoneiras e numa zona afastada do cordão de soldadura no caso dos perfis tubulares. De referir que, no caso do tubo redondo, o provete foi ensaiado sem efetuar qualquer conformação plástica da zona útil. Para cada tipo de perfil foram efetuados no mínimo três ensaios de tração, segundo a norma NPEN10002-1 (IPQ, 2006). As curvas tensão-deformação e as propriedades mecânicas determinadas com estes ensaios são apresentadas no Anexo A4.

A Tabela 26 apresenta a comparação entre os resultados experimentais e os valores nominais da tensão de cedência e da tensão última. A tensão de cedência real é determinada pelo valor médio da tensão de cedência superior dos três testes, exceto no caso da secção CHS em que, por não possuir patamar de cedência definido, é considerado o valor médio da tensão limite de proporcionalidade. Com a exceção desta secção, a tensão de cedência média das restantes secções é superior ao valor nominal.

Tabela 26 – Comparação entre a resistência nominal e a real determinada pelos ensaios de tração.

	IPE 100		SHS 100x100x4		CHS 101,6x4,05		L 100x50x8	
	Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real
Fy [MPa]	275	302,47	235	352,00	235	200,99	275	311,22
Fu [MPa]	430	431,25	360	398,83	360	300,75	430	430,33

As dimensões geométricas da secção transversal dos perfis foram medidas através de várias medições ao longo do comprimento e em perfis distintos. Estas dimensões são apresentadas na Tabela 27 e comparadas com as dimensões nominais obtidas nos catálogos dos fornecedores dos perfis. A mesma tabela apresenta as propriedades geométricas, nominais e reais, de cada secção transversal necessárias para a determinação do valor de cálculo da resistência à flexão e à encurvadura lateral. Os eixos apresentados seguem a nomenclatura do Eurocódigo 3 (CEN, 2005a) e no caso das cantoneiras, os eixos u e v, representam os eixos centrais principais de inércia, que se encontram a 14.68° dos eixos y e z.

A existência de uma diferença entre as propriedades mecânicas e geométricas nominais e reais implica necessariamente valores distintos do grau de utilização, quando se utilizam uns ou outros valores.

Tabela 27 – Propriedades geométricas nominais e reais das secções em estudo.

		h [mm]	b [mm]	t_f [mm]	t_w [mm]	A [mm ²] $\times 10^2$	I_z [mm ⁴] $\times 10^4$	I_y [mm ⁴] $\times 10^4$	I_t [mm ⁴] $\times 10^4$	I_w [mm ⁶] $\times 10^9$	$W_{pl,y}$ [mm ³] $\times 10^3$
		Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real
IPE	Nom	100	55	5,7	4,1	10,30	15,9	171,00	1,20	0,35	39,40
	Real	102,03	54,81	5,54	4,5	10,59	15,35	177,85	1,28	0,35	40,46
L		h [mm]	b [mm]	t [mm]		A [mm ²] $\times 10^2$	I_v [mm ⁴] $\times 10^4$	I_u [mm ⁴] $\times 10^4$	I_t [mm ⁴] $\times 10^4$	I_w [mm ⁶] $\times 10^7$	$W_{pl,u}$ [mm ³] $\times 10^3$
		Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real
	Nom	100	50	8		11,40	12,70	12,3	2,42	1,40	30,68
	Real	99,68	50,88	8,46		11,36	14,07	12,99	2,82	1,56	32,21
SHS		h_1 [mm]	h_2 [mm]	t [mm]		A [mm ²] $\times 10^2$	I_z [mm ⁴] $\times 10^4$	I_y [mm ⁴] $\times 10^4$			$W_{pl,y}$ [mm ³] $\times 10^3$
		Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real
	Nom	100	100	4		15,20	236,30	236,30			55,33
	Real	100,09	100,09	4,18		16,11	249,70	249,70			58,24
CHS		D [mm]	t [mm]			A [mm ²] $\times 10^2$	I_z [mm ⁴] $\times 10^4$	I_y [mm ⁴] $\times 10^4$			$W_{pl,y}$ [mm ³] $\times 10^3$
		Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real	Nom	Real
	Nom	101,06	4,05			12,41	145,00	145,00			37,80
	Real	100,53	3,65			11,11	130,50	130,50			34,25

5.5.2 Metodologia experimental e preparação dos perfis

Os testes realizados à temperatura ambiente e em condições de exposição ao fogo foram realizados com os perfis na posição vertical, eliminando o efeito da ação da gravidade nos ensaios de flexão. As condições de apoio são representativas de um apoio duplo na

extremidade inferior do perfil e de um apoio de forquilha no apoio superior, como se pode verificar na Figura 5.2. Os elementos possuem um comprimento total (L_t) de 1370 [mm], um comprimento entre apoios (L) de 1210 [mm] e um comprimento de exposição ao fogo (L_f) de 1000 [mm].

O plano dos ensaios é o apresentado na Tabela 29 e inclui o ensaio dos perfis à temperatura ambiente, para determinação da sua resistência, e em condições de fogo, analisando-se perfis sem proteção intumescente no domínio da resistência e com diferentes espessuras de proteção no domínio da temperatura e do tempo.

O carregamento mecânico é aplicado através de um cilindro hidráulico que possui uma célula de carga na sua extremidade e é controlado por um sistema servo-hidráulico. A força concentrada aplicada a metade da distância entre apoios origina um estado de flexão bi-triangular, em que o momento atuante máximo é definido por $M_{ed}=Q.L/4$, com Q a representar a carga aplicada.

Nos ensaios realizados à temperatura ambiente, para determinação da carga de colapso, o carregamento mecânico é aplicado de modo incremental até se atingir o colapso do elemento estrutural. Para os testes em situação de incêndio, esta carga é aplicada pelo mesmo método até atingir o nível de carga pretendido, definido em função do grau de utilização, e mantida constante durante o período de tempo correspondente à ação do fogo. Nestes testes é determinada a temperatura crítica e o tempo de resistência ao fogo para cada grau de utilização e espessura de proteção aplicada.

O valor de carga aplicado nos perfis expostos ao fogo foi determinado considerando a situação de flexão e um valor de $R_{fi,d,0}$, resistência ao fogo em $t=0$, definido pelo momento resistente à encurvadura lateral, no caso das secções IPE e LNP, e pelo momento resistente da secção transversal, no caso das secções SHS e CHS. Este modo de colapso é confirmado pelos resultados dos testes realizados à temperatura ambiente, como se verifica na Figura 5.32.



Figura 5.32 – Estado limite último por encurvadura lateral torsional das secções IPE e LNP à temperatura ambiente.

Considerando que todas as secções em estudo são da classe 1, à temperatura ambiente e ao fogo, a resistência à flexão da secção transversal e à encurvadura lateral é determinada pelo módulo plástico da secção. Para a determinação do momento crítico das secções duplamente simétricas foi utilizada a formulação apresentada no anexo F da pré norma ENV1993-1-1 (CEN, 1992) e para o caso da secção assimétrica LNP a formulação desenvolvida por Trahair (Trahair, N.S., 1993).

A Tabela 28 apresenta os valores determinados para a resistência dos perfis à temperatura ambiente e em situação de incêndio, considerando as propriedades mecânicas e geométricas nominais. Em situação de incêndio é apresentado o valor de cálculo da resistência ao fogo para cada grau de utilização no instante t correspondente à temperatura crítica do grau de utilização associado e no instante $t=0$.

Tabela 28 – Momento resistente dos perfis à temperatura ambiente e ao fogo considerando as propriedades nominais.

Momento resistente		IPE		SHS		CHS		LNP	
Temp. Amb. [kN.m]		Mb,rd=9,63		Mc,rd=12.90		Mc,rd=8,88		Mb,rd=6,35	
Situação de fogo [kN.m]									
μ_0	Tcr-EC3	$M_{b,fi,t,Rd}$	$M_{b,fi,0,Rd}$	$M_{fi,t,Rd}$	$M_{fi,0,Rd}$	$M_{fi,t,Rd}$	$M_{fi,0,Rd}$	$M_{b,fi,t,Rd}$	$M_{b,fi,0,Rd}$
30%	663,78	1,62	5,11	4,12	12.90	2,82	8,88	1,69	5,33
50%	584,67	2,78	5,37	6,73	12.90	4,60	8,88	2,84	5,48
70%	525,78	3,92	5,60	9,10	12.90	6,22	8,88	3,93	5,61

O valor da carga aplicada nos testes realizados ao fogo é determinada por $Q = \mu_0 M_{b,fi,0,Rd} 4/L$, para o caso das secções IPE e LNP e por $Q = \mu_0 M_{fi,0,Rd} 4/L$ no caso das secções SHS e CHS. O valor aplicado em cada um dos testes é apresentado na Tabela 29.

Tabela 29 - Caracterização e resultados dos testes realizados. (* Força de colapso resultante do teste à temperatura ambiente).

Grupo/Teste	Seccão	nº	A_p/V [m ⁻¹]	Sol. Térmica	μ_0	Q [kN]	dp [μ m]				Resist. EC3		Resist. Exp.	
							DFT	Desv.	Máx.	Mín.	T [°C]	t [s]	T [°C]	t [s]
IPE 100 S275	I1	387	T.Amb.	-	31,84*	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	I2	387	T.Amb.	-	31,84*	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	I3	387	ISO834 30%	5,34	-	-	-	-	-	663,78	745,56	751,20	1156	-
	I4	387	ISO834 50%	9,18	-	-	-	-	-	584,67	562,96	684,47	749	-
	I5	387	ISO834 70%	12,94	-	-	-	-	-	525,78	473,19	659,01	632	-
	I6	387	ISO834 30%	5,34	974	193	1253	445	663,78	-	722,71	2505	-	-
	I7	387	ISO834 30%	5,34	975	170	1287	576	663,78	-	727,57	2570	-	-
	I8	387	ISO834 50%	9,18	1012	185	1342	560	584,67	-	701,02	2331	-	-
	I9	387	ISO834 50%	9,18	1055	202	1528	490	584,67	-	701,88	2467	-	-
	I10	387	ISO834 70%	12,94	998	148	1268	653	525,78	-	695,31	2341	-	-
	I11	387	ISO834 70%	12,94	989	193	1360	501	525,78	-	690,21	2295	-	-
	I12	387	ISO834 50%	9,18	1824	156	2140	1440	584,67	-	676,52	2867	-	-
	I13	387	ISO834 50%	9,18	1832	194	2270	1440	584,67	-	747,46	3127	-	-
SHS 100x100x4 S235	S1	250	T.Amb.	-	42,98*	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	S2	250	T.Amb.	-	42,98*	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	S3	250	ISO834 30%	13,62	-	-	-	-	-	663,78	766,13	722,56	1032	-
	S4	250	ISO834 50%	22,25	-	-	-	-	-	584,67	583,56	641,95	693	-
	S5	250	ISO834 70%	30,09	-	-	-	-	-	525,78	492,36	594,02	573	-
	S6	250	ISO834 30%	13,62	1105	115	1310	854	663,78	-	687,79	2444	-	-
	S7	250	ISO834 30%	13,62	1094	113	1338	777	663,78	-	685,53	2411	-	-
	S8	250	ISO834 50%	22,25	1141	100	1309	944	584,67	-	617,08	2060	-	-
	S9	250	ISO834 50%	22,25	1141	104	1350	909	584,67	-	608,73	2047	-	-
	S10	250	ISO834 70%	30,09	1144	114	1482	886	525,78	-	555,69	1812	-	-
	S11	250	ISO834 70%	30,09	1131	92	1270	854	525,78	-	562,24	1836	-	-
	S12	250	ISO834 50%	22,25	1932	112	2210	1730	584,67	-	651,64	1967	-	-
	S13	250	ISO834 50%	22,25	1933	144	2310	1700	584,67	-	Sem colapso	-	-	-
CHS 101,6x4,05 S235	C1	246,9	T.Amb.	-	29,37*	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	C2	246,9	T.Amb.	-	29,37*	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	C3	246,9	ISO834 30%	9,31	-	-	-	-	-	663,78	769,61	602,27	540	-
	C4	246,9	ISO834 50%	15,20	-	-	-	-	-	584,67	587,01	499,42	376	-
	C5	246,9	ISO834 70%	20,56	-	-	-	-	-	525,78	495,56	255,64	164	-
	C6	246,9	ISO834 30%	9,31	997	114	1270	800	663,78	-	560,26	1414	-	-
	C7	246,9	ISO834 30%	9,31	1004	111	1187	818	663,78	-	562,23	1861	-	-
	C8	246,9	ISO834 50%	15,20	1026	143	1330	770	584,67	-	Sem colapso	-	-	-
	C9	246,9	ISO834 50%	15,20	1006	93	1140	810	584,67	-	472,24	1144	-	-
	C10	246,9	ISO834 70%	20,56	1071	143	1306	754	525,78	-	169,12	146	-	-
	C11	246,9	ISO834 50%	20,56	1120	178	1439	785	525,78	-	490,75	1411	-	-
	C12	246,9	ISO834 50%	15,20	1896	200	2190	1490	584,67	-	563,47	1378	-	-
	C13	246,9	ISO834 50%	15,20	1807	210	2270	1430	584,67	-	512,00	1261	-	-
LNP 100x50x8 S275	L1	264	T.Amb.	-	21,69*	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	L2	264	T.Amb.	-	21,69*	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	L3	264	ISO834 30%	5,84	-	-	-	-	-	663,78	766,13	822,55	1743	-
	L4	264	ISO834 50%	9,83	-	-	-	-	-	584,67	583,56	761,68	1297	-
	L5	264	ISO834 70%	13,61	-	-	-	-	-	525,78	492,36	745,66	1210	-
	L6	264	ISO834 30%	5,84	1041	91	1205	898	663,78	-	983,42	4692	-	-
	L7	264	ISO834 30%	5,84	1026	107	1309	850	663,78	-	1015,19	4655	-	-
	L8	264	ISO834 50%	9,83	1053	108	1318	898	584,67	-	747,38	3382	-	-
	L9	264	ISO834 50%	9,83	1063	96	1271	825	584,67	-	760,49	3533	-	-
	L10	264	ISO834 70%	13,61	1135	118	1420	882	525,78	-	756,97	3801	-	-
	L11	264	ISO834 70%	13,61	1114	110	1377	953	525,78	-	600,68	1937	-	-

Para a monitorização da temperatura nos perfis são soldados termopares tipo K, dispostos longitudinalmente em três secções distintas e nestas em diferentes pontos da

secção transversal, conforme o especificado na norma prEN13381-8 para pilares em carga, (CEN, 2007), e apresentado na Figura 5.33. Como a norma não especifica a localização dos termopares em secções do tipo cantoneira, foi adotada a distribuição apresentada na figura. Os fios de termopar são ainda protegidos com uma cantoneira metálica de pequenas dimensões (9x9 [mm]) para evitar a sua exposição a temperaturas superiores às do ponto de medição, conforme disposto na norma EN1363-1 (CEN, 1999a).

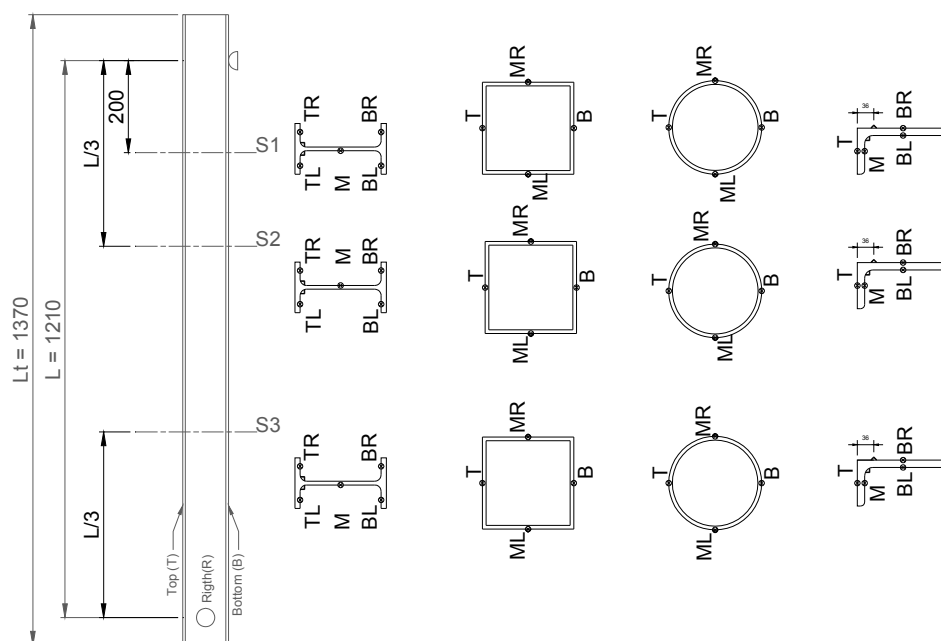


Figura 5.33 – Localização dos termopares soldados ao elemento. Distribuição ao longo do elemento e nas secções transversais.

Adicionalmente procedeu-se à medição dos deslocamentos horizontal (DH) e vertical (DV) da secção superior da viga através de dois LVDT e do deslocamento transversal (D) a meio vão da viga, correspondente à aplicação da carga, através de um transdutor potenciométrico de fio.

A pintura dos elementos seguiu as recomendações do fabricante, presentes na ficha técnica do produto, utilizando o método de projeção por pistola convencional. Durante o processo de pintura a espessura média foi controlada, através de um medidor de espessura húmida, sendo necessário aplicar, em todas as situações, várias demãos para se obter a espessura pretendida. Após a pintura, os elementos foram acondicionados em ambiente controlado de temperatura (23°C) e humidade relativa (50%) durante 8 dias.



Figura 5.34 – Elementos estruturais IPE, CHS, SHS e LNP instrumentados com os termopares.



Figura 5.35 - Elementos estruturais IPE, CHS, SHS e LNP protegidos com tinta intumescente.

Finalizado o tempo de cura, a espessura seca de tinta (DFT) foi medida através de um medidor de espessura seca, que funciona por indução magnética, em cinco secções e em vários pontos distribuídos em cada uma destas, como mostra a Figura 5.36 e conforme especificado na norma prEN 13381-8, (CEN, 2007).

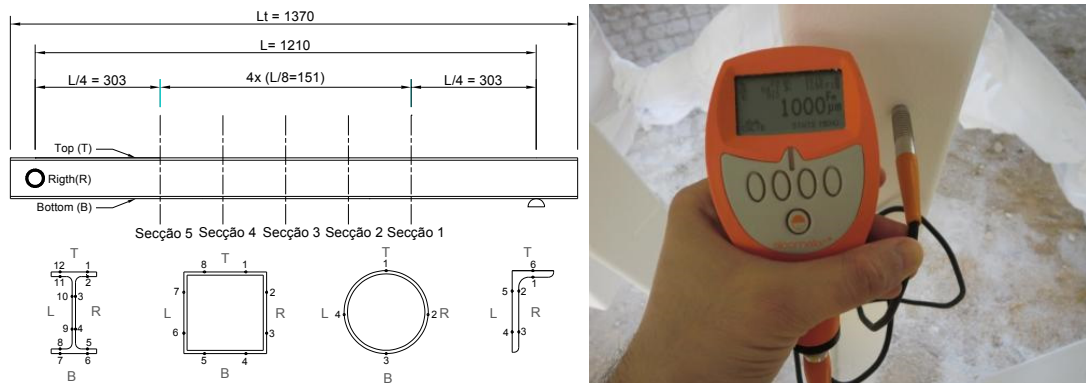


Figura 5.36 – Localização das secções e pontos de controlo da espessura de tinta seca. Equipamento de medição da espessura.

O resultado estatístico de todas as medições efetuadas em cada perfil é apresentado na Tabela 29, nomeadamente os valores médios de espessura seca (DFT), o desvio padrão e os valores máximo e mínimo, medidos em cada perfil.

5.5.3 Critério de colapso e determinação da resistência ao fogo

Para determinação do critério de colapso e correspondente resistência ao fogo, foram utilizados os critérios especificados na norma EN1363-1 (CEN, 1999a), sendo definido pelo instante em que o elemento deixa de suportar a carga, por perda de capacidade resistente.

Para pilares, deve-se considerar que o elemento deixa de possuir capacidade de carga quando é excedida uma contração vertical igual a $C = h/100$ e uma taxa de contração vertical definida por $dC/dt = 3h/1000$, em $[mm/min]$, sendo h a altura inicial do pilar em $[mm]$.

Para vigas, deve-se considerar que o elemento deixa de suportar a carga, por perda de capacidade resistente, quando é atingido um deslocamento vertical a meio vão dado por $D = L^2/400d$ e uma taxa de deslocamento definida por $dD/dt = L^2/9000d$, em $[mm/min]$. Nas expressões anteriores L é o vão da viga em $[mm]$ e d a distância do topo da secção transversal ao extremo inferior da zona em tração, normalmente equivalente à altura da secção transversal. O critério da taxa de deslocamento só pode ser aplicado quando se atinge a condição para um deslocamento a meio de $L/30$.

Especial atenção deve ser dada aos testes realizados no Reino Unido, já que estes são habitualmente realizados segundo a norma BS 476. De acordo com esta norma a resistência ao fogo de vigas é definida pelo critério de deslocamento vertical igual a $L/20$ ou uma taxa de deslocamento igual à definida pela EN 1363. Esta taxa de deslocamento não pode ser considerada antes de se atingir um deslocamento $L/30$. A EN 1363-1 difere da BS 476 na medida em que requer que ambos os limites sejam atingidos para que se considere obtido o critério de colapso, enquanto que na segunda norma apenas é necessário verificar um dos critérios. Como a taxa de deslocamento é igual em ambas as normas, a aplicação da norma BS 476 resulta num tempo ou temperatura mais conservativa, (Gardner, L. *et al*, 2006).

Para os perfis analisados, com uma altura da secção transversal igual a $d = 100[mm]$, o critério do deslocamento máximo a meio vão é atingido para $D = 36.6[mm]$, resultando num deslocamento equivalente a $L/33$. Da análise das curvas carga versus deslocamento vertical pode-se verificar que o critério da taxa de deslocamento é atingido antes mesmo de se atingir um deslocamento $L/30$, pelo que, para os perfis ensaiados a resistência ao fogo é definida pelo critério do deslocamento equivalente a $L/30$, medido desde o instante de aplicação do carregamento mecânico.

5.5.4 Ensaaios experimentais realizados à temperatura ambiente

Para a caracterização da resistência dos perfis à temperatura ambiente, foram efetuados dois testes para cada secção. A carga pontual foi aplicada lentamente e de modo incremental, com um incremento aproximadamente igual a 2000 [N], até se detetar a perda de capacidade de resistência do elemento.

Os resultados mostram que o colapso dos perfis IPE e das cantoneiras se deve ao modo de instabilidade por encurvadura lateral torsional (ELT), como indicia o estado de deformação final dos ensaios apresentado na Figura 5.37. As secções SHS e CHS instabilizam por formação de rótula plástica na secção de aplicação da carga. A evolução do deslocamento a meio vão do elemento em função da carga aplicada é apresentada na Figura 5.38, onde se pode observar uma variação típica destes fenómenos de colapso. Atendendo a estes modos de colapso, as cargas resistentes, Q_{exp} , foram definidas como as aplicadas no instante em que é detetado um deslocamento transversal (D) a meio vão equivalente a $L/30$, no caso em o modo de deformação é ELT e definidas quando a carga máxima detetada o modo de deformação ocorre com formação de uma rótula plástica. Os valores obtidos são apresentados na Tabela 30 e comparados com os resultados da aplicação da formulação do Eurocódigo 3 (CEN, 2005a) relativa ao estado limite último respetivo, considerando os valores das propriedades nominais e reais.

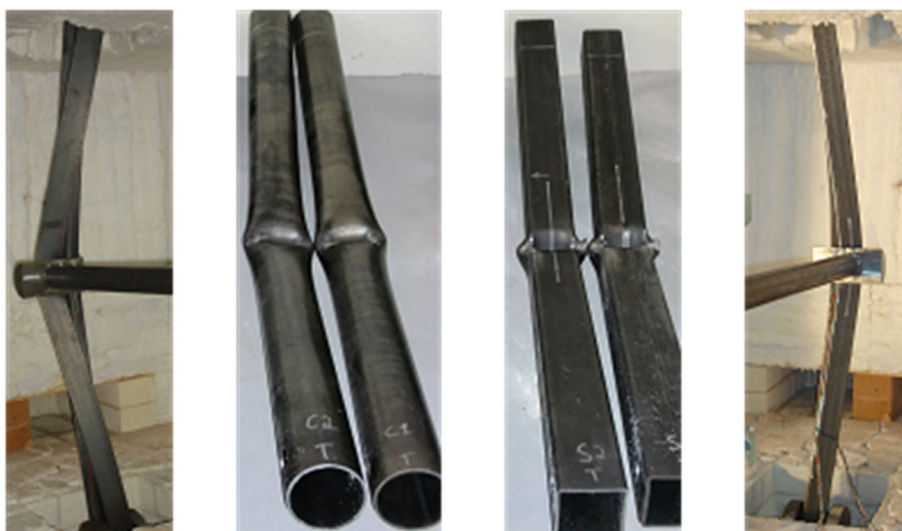


Figura 5.37 – Modo de colapso dos perfis ensaiados à temperatura ambiente.

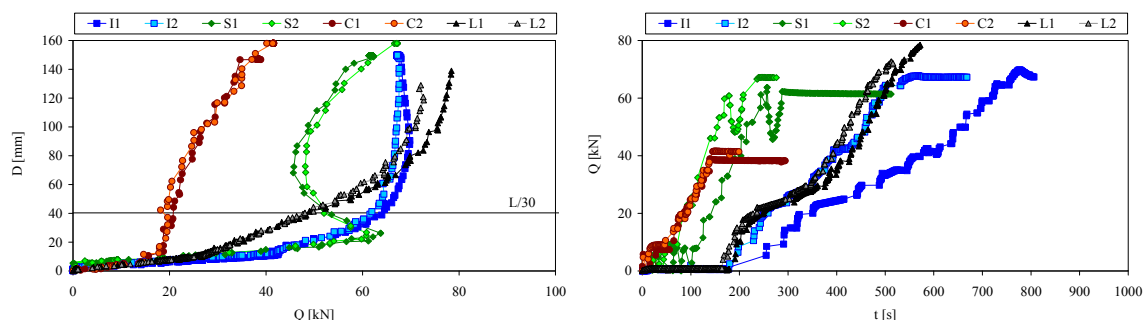


Figura 5.38 – Variação do deslocamento a meio vão em função da carga aplicada e histograma de carga dos testes realizados à temperatura ambiente.

Tabela 30 – Comparação entre a capacidade resistente definida pelo eurocódigo e os valores experimentais.

Secção	Teste nº	Resistência EC3-1.1		Q_{exp} L/30 [kN]	Q_{exp} Max [kN]	Modo de colapso
		Nom.	Real			
IPE	I1	31,84	34,99	64,22	69,82	ELT
	I2	31,84	34,99	61,76	67,78	ELT
SHS	S1	42,98	66,23	53,11	63,73	Rot. Plástica
	S2	42,98	66,23	52,01	67,19	Rot. Plástica
CHS	C1	29,37	22,76	20,78	38,91	Rot. Plástica
	C2	29,37	22,76	18,70	41,61	Rot. Plástica
LNP	L1	21,69	25,45	48,78	78,44	ELT
	L2	21,69	25,45	48,06	72,67	ELT

5.5.5 Ensaios experimentais realizados em situação de incêndio sem proteção ao fogo

As diferentes secções em estudo foram ensaiadas em condições de incêndio sem qualquer proteção ao fogo, com solicitações de carga mecânica representativas do grau de utilização pretendido.

A evolução da temperatura do aço dos perfis sem proteção e com uma exposição ao fogo nas quatro faces pode ser determinada pela equação de cálculo simplificado da EN1993-1.2 (CEN, 2005b), apresentada na equação (2.6), considerando os fatores de massividade apresentados na Tabela 29 para cada uma das secções e um fator de sombra (k_{sh}) unitário nas secções tubulares e de 0.696 e 0.890 nas secções IPE e LNP, respetivamente.

O tempo de resistência ao fogo, definido como o tempo necessário para que a temperatura do aço atinja a temperatura crítica, com uma exposição à curva de incêndio padrão, não varia significativamente entre as várias secções, considerando o mesmo grau de utilização. Por exemplo, para um grau de utilização de 30% e de 50% o tempo de resistência

ao fogo da secção LNP é de 13 e 10 minutos, enquanto que nas restantes secções é de 12 e 9 minutos, respetivamente. Para um grau de utilização de 70% a resistência ao fogo já é inferior, resultando em 7 minutos no perfil IPE e 8 minutos nas restantes secções. Esta resistência ao fogo, em segundos, é apresentada na Tabela 29 para os perfis não protegidos.

Atendendo a que, como já apresentado, as propriedades nominais diferem das propriedades reais, tanto ao nível da resistência do material como relativamente às dimensões geométricas, o grau de utilização real aplicado no elemento difere do referido anteriormente. Enquanto que a resistência ao fogo, no instante $t=0$, e o consequente grau de utilização real das secções tubulares seja determinado de modo direto, o cálculo do grau de utilização das secções IPE e LNP obriga a um processo iterativo de atualização dos coeficientes de redução em função da temperatura crítica. Os valores efetivos são os apresentados na Tabela 31.

Tabela 31 - Comparação da temperatura crítica e do tempo de resistência ao fogo de elementos sem proteção ao fogo, considerando os valores do Eurocódigo e os obtidos experimentalmente.

		Grau de utilização%				T _{cr} -EC3 [°C]			Tempo-EC3 [min]			T _{cr} -Exp. [°C] / Tempo [min] (média do Perfil)		
IPE	Nom	30	50	70	663,78	584,67	525,78	12	9	7		751,20/19	684,47/12	659,01/10
	Real	29,17	47,71	64,38	668,02	592,17	541,72	12	9	8				
SHS	Nom	30	50	70	663,78	584,67	525,78	12	9	8		722,56/17	641,95/11	594,02/9
	Real	20,10	32,82	44,40	724,15	659,07	610,82	17	12	10				
CHS	Nom	30	50	70	663,78	584,67	525,78	12	9	8		602,27/9	499,42/6	255,64/2
	Real	40,89	66,77	90,32	625,45	536,21	443,98	11	8	6				
LNP	Nom	30	50	70	663,78	584,67	525,78	12	9	8		822,55/29	761,68/21	745,66/20
	Real	29,17	47,71	64,38	668,02	592,17	541,72	12	9	8				

Os valores anteriores podem ser comparados com os resultados experimentais, ao nível do domínio do tempo e da temperatura, considerando o critério de colapso descrito na secção 5.5.3. Em todos os testes realizados, este critério define como colapso o tempo associado a um deslocamento a meio vão equivalente a $L/30$.

O valor da força concentrada aplicada a meio vão dos elementos é apresentado na Tabela 29, para cada um dos testes realizados em situação de incêndio e na Figura 5.39. Esta figura apresenta a variação da carga, Q , aplicada durante todo o ensaio, incluindo os ensaios realizados com proteção ao fogo. Pode-se verificar que a carga se mantém aproximadamente constante até à iminência do colapso do elemento. Neste instante e devido à velocidade de deformação dos perfis, mesmo que o cilindro hidráulico seja acionado para acompanhar esta deformação, este não consegue aplicar a carga desejada por perda de capacidade resistente do elemento.

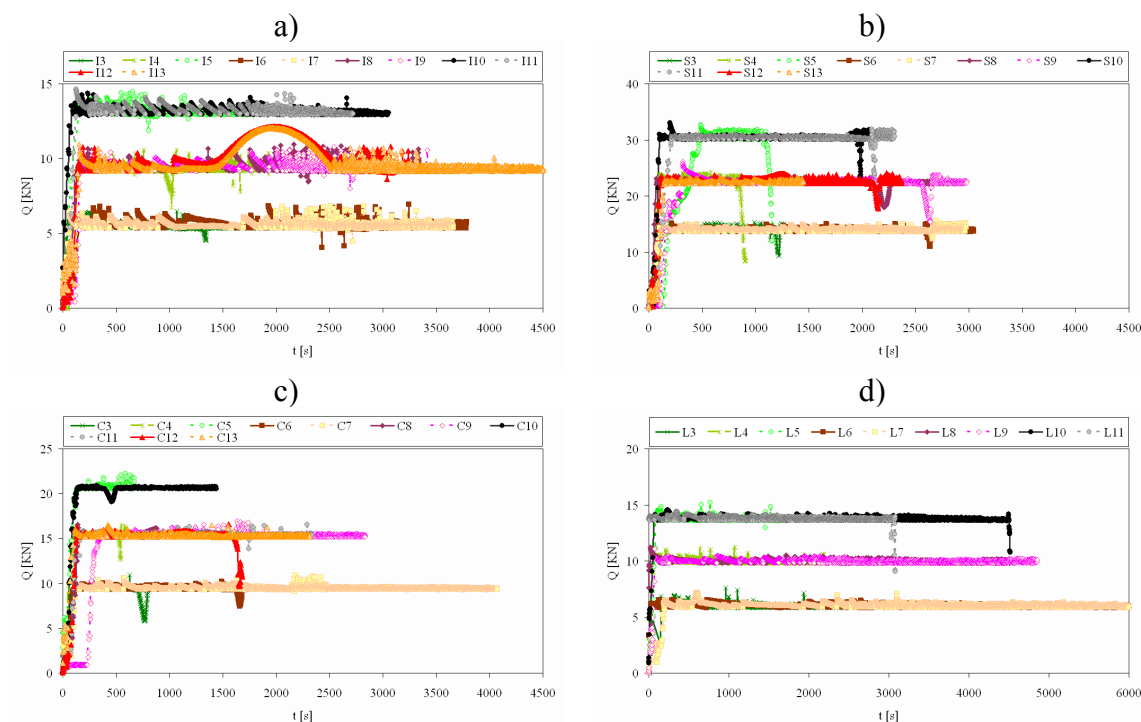


Figura 5.39 – Histograma de carga dos ensaios ao fogo para diferentes valores do grau de utilização. a) Secção IPE. b) Secção SHS. c) Secção CHS. d) Secção LNP.

O deslocamento vertical e horizontal medido pelos LVDTs, posicionados no topo dos perfis (extremidade da viga), são apresentados na Figura 5.40 e Figura 5.41 ao longo do tempo de exposição ao fogo dos perfis protegidos e não protegidos. No início da exposição ao fogo o deslocamento vertical é positivo, indicando que o topo dos perfis se desloca para cima, devido à deformação térmica axial e à rotação da secção. Com o aumento da temperatura e consequente perda da capacidade resistente do perfil, a deformação vai-se acentuando, o que origina uma inversão do deslocamento do topo do perfil que vai aumentando até ao instante do colapso. Esta rotação é evidenciada pelo deslocamento horizontal, que se mantém em valores muito reduzidos no início de cada teste e também aumenta significativamente com a aproximação do instante do colapso.

Os resultados experimentais das curvas do deslocamento em função do tempo apresentam uma distinção clara dos perfis protegidos e dos não protegidos. Existe uma diminuição da variação do deslocamento com o tempo através da aplicação do material de proteção. Embora não seja tão visível em todas as secções, nas secções IPE a taxa do deslocamento vertical dos perfis com uma proteção nominal de 2 [mm] (testes I12 e I13) é significativamente inferior à registada nos perfis com uma proteção nominal de 1 [mm].

a)

b)

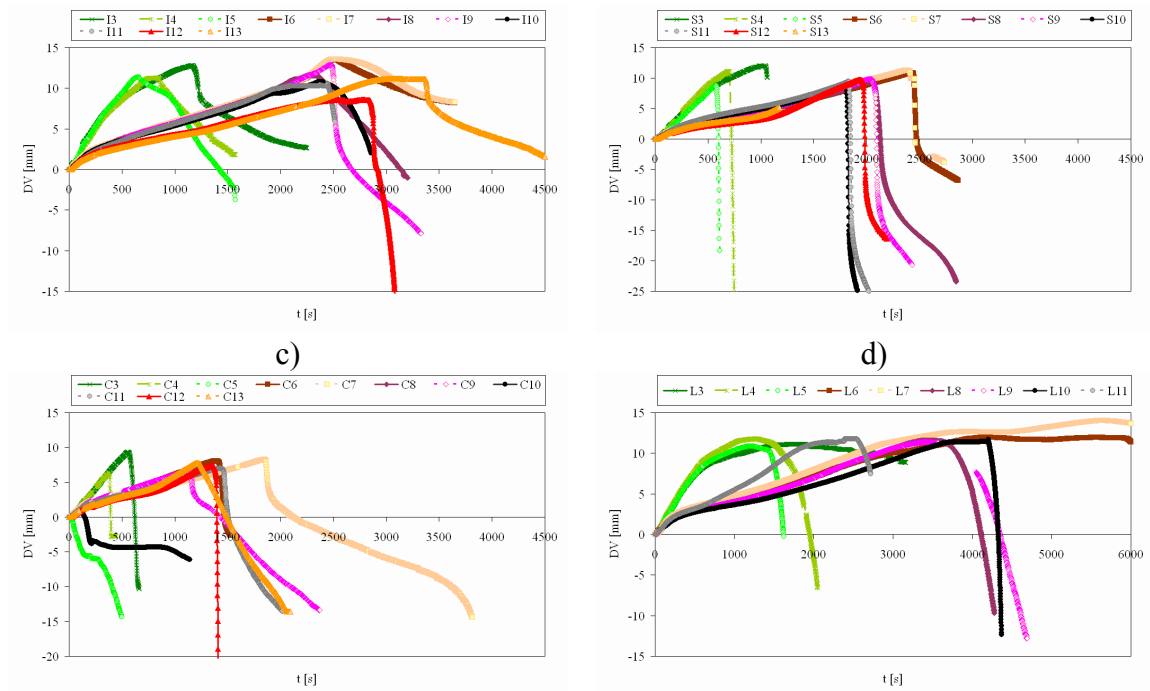


Figura 5.40 – Resultados do deslocamento vertical dos ensaios ao fogo para diferentes valores do grau de utilização. a) Secção IPE. b) Secção SHS. c) Secção CHS. d) Secção LNP.

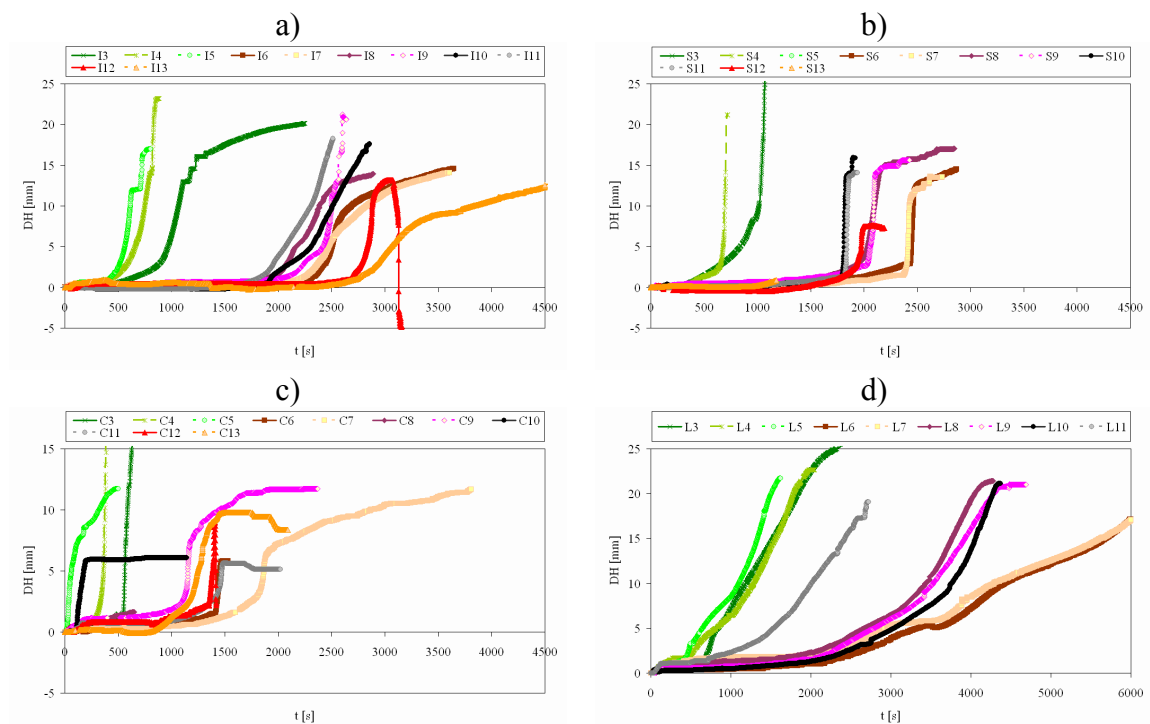


Figura 5.41 – Resultados do deslocamento horizontal dos ensaios ao fogo para diferentes valores do grau de utilização. a) Secção IPE. b) secção SHS. c) Secção CHS. d) Secção LNP.

A variação da temperatura do aço registada por todos os termopares soldados aos perfis é apresentada no Anexo A5. A Figura 5.42 apresenta os resultados da variação da temperatura do perfil com o tempo, considerando a média aritmética de todos os termopares instalados nas três secções dos perfis. Na mesma figura é apresentada a variação do deslocamento horizontal no ponto de aplicação da carga (D) e o deslocamento de referência L/30 para o cálculo do tempo de resistência e da temperatura crítica. Traçando uma reta vertical no ponto de interseção da curva de deslocamento com o deslocamento de referência, determina-se o tempo de resistência ao fogo no eixo das abcissas e a temperatura crítica no eixo das ordenadas pela interseção da reta vertical com a curva da temperatura do aço de cada perfil.

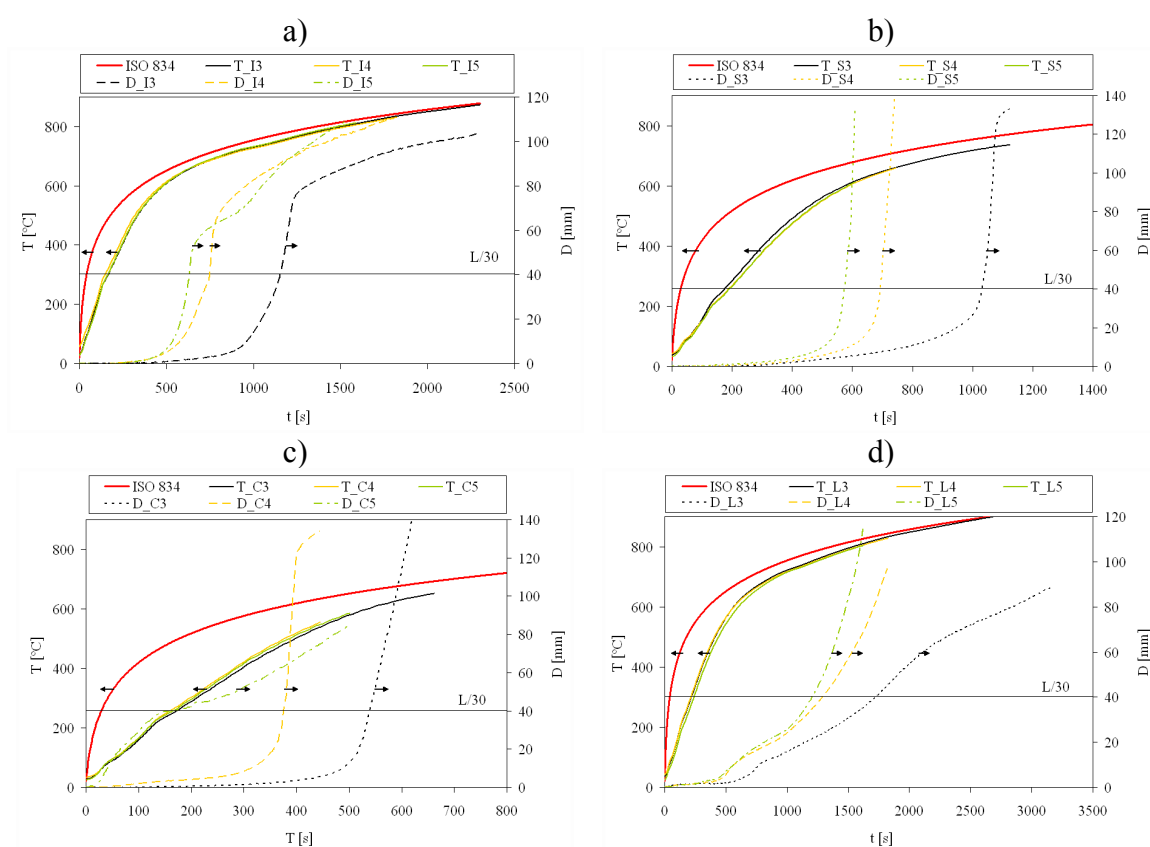


Figura 5.42 – Resultados experimentais da evolução da temperatura média do perfil e do deslocamento a meio vão. a) Secção IPE. b) Secção SHS. c) Secção CHS. d) Secção LNP.

Os gráficos anteriores e os resultados apresentados na Tabela 31 mostram que os valores experimentais da temperatura crítica e do tempo de resistência ao fogo das secções IPE, SHS e LNP são sempre superiores aos determinados pelo eurocódigo, independentemente do grau de utilização. A temperatura crítica e o tempo de resistência são inversamente proporcionais ao grau de utilização aplicado no elemento. Já no caso da secção

CHS os valores obtidos pelo eurocódigo são ambos superiores aos obtidos experimentalmente, cujos valores são de 9, 6 e 2 [min] relativos aos testes C3, C4 e C5, respetivamente. De referir, uma vez mais, que o valor da carga aplicada, resultante do grau de utilização pretendido, foi determinado através da capacidade resistente nominal e que os ensaios de caracterização do material evidenciam uma tensão de cedência 14,5% inferior à nominal.

5.5.6 Ensaio experimental realizado em situação de incêndio com proteção ao fogo

O “setup” experimental e a metodologia utilizada neste grupo de testes é em tudo semelhante ao da secção anterior. Para evitar o contacto direto entre o elemento de aplicação de carga e o elemento estrutural protegido, foi aplicado um isolamento térmico com uma manta cerâmica. Este contacto impede que, no ponto de aplicação de carga, exista intumescência da tinta.

O estudo da influência da proteção é realizado para diferentes valores de carregamento mecânico, aplicando três graus de utilização distintos 30%, 50% e 70%, nas quatro secções em estudo e com duas espessuras nominais de proteção de valor igual a 1000 [μm] e 2000 [μm]. Os perfis protegidos são submetidos à curva de incêndio padrão e para as mesmas condições de carga e de espessura de proteção são realizados dois ensaios.

Na Figura 5.43 pode-se verificar a evolução do teste I7, desde o início da formação da camada carbonosa até à degradação total da tinta, ficando na fase final do teste com uma camada intumescente de cor branca.



Figura 5.43 – Evolução do ensaio I7.

Os resultados da evolução da temperatura do aço dos testes realizados com tinta intumescente são apresentados na Figura 5.44, podendo ser comparados com os resultados

dos testes sem proteção ao fogo. Os valores de temperatura apresentados nos gráficos são relativos a temperaturas médias medidas pelos termopares das três secções do elemento.

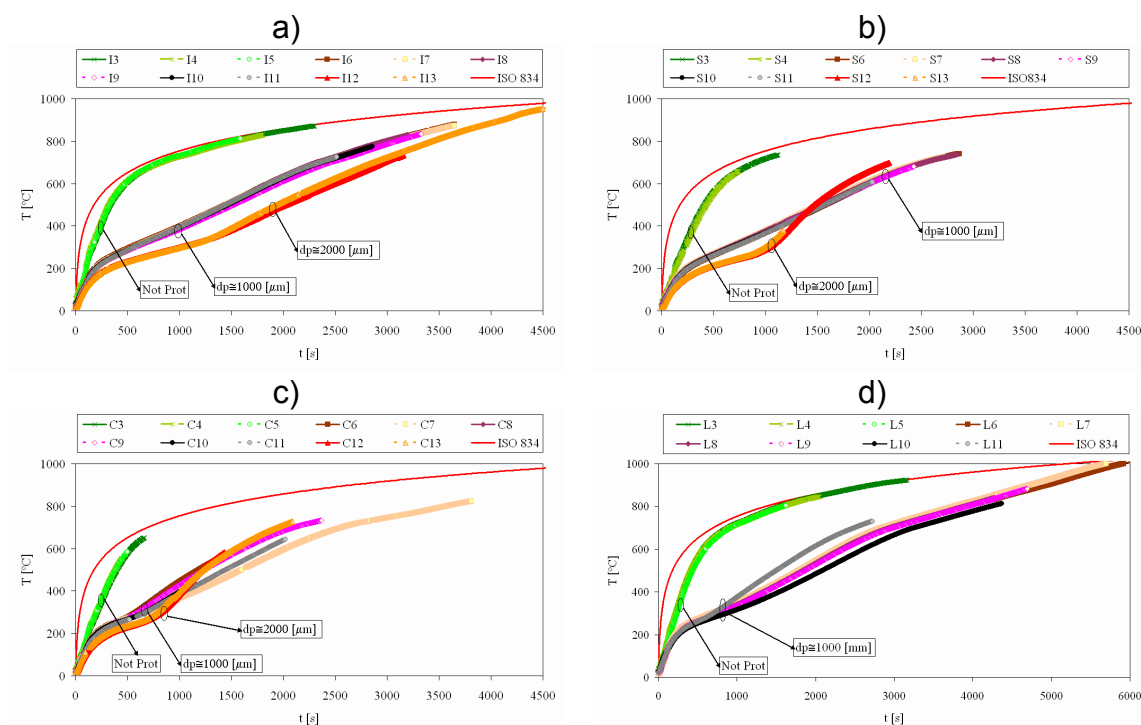


Figura 5.44 – Resultados experimentais da evolução da temperatura média do perfil e do deslocamento a meio vão. a) Secção IPE. b) Secção SHS. c) Secção CHS. d) Secção LNP.

A evolução da temperatura dos testes realizados com a secção IPE100 mostra uma clara distinção entre os perfis com espessuras de proteção nominais de 1000 [μm] e 2000 [μm] e não há uma relação evidente da influência do grau de utilização na variação da temperatura.

Nas secções SHS e CHS, a influência da espessura de proteção no desempenho da tinta só é evidente para curtos períodos de exposição ao fogo. No caso dos perfis protegidos com 2000 [μm], com o aumento do tempo de exposição e consequente aumento da espessura da camada intumescente, verifica-se um desprendimento parcial, e por vezes total, desta à superfície do aço. Esta situação leva à diminuição da camada protetora e torna-se mais desfavorável em comparação com a espessura de proteção de 1000 [μm], originando, para longos períodos de exposição, temperaturas superiores às da espessura de proteção inferior.

Atendendo à elevada capacidade resistente da secção LNP refletida num tempo de resistência ao fogo de aproximadamente uma hora, quando protegido com 1000 [μm] e com um grau de utilização de 50%, não foram efetuados testes com espessuras superiores.

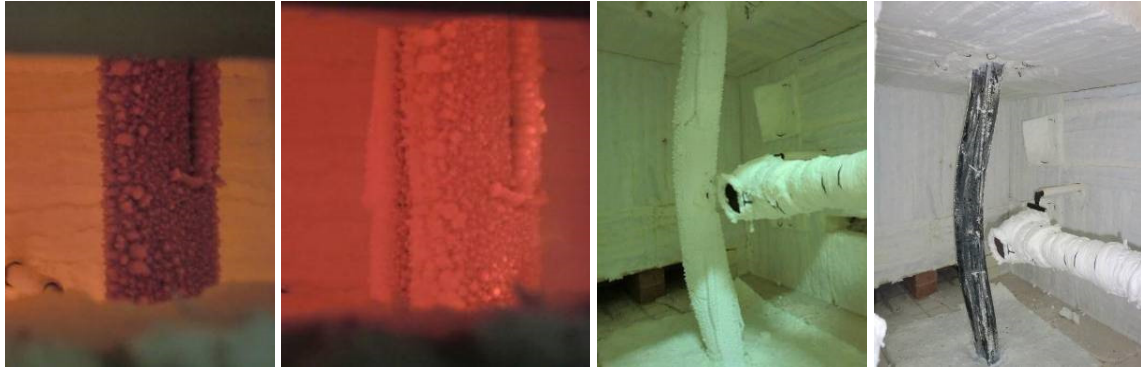


Figura 5.45 – Evolução do ensaio experimental L9.

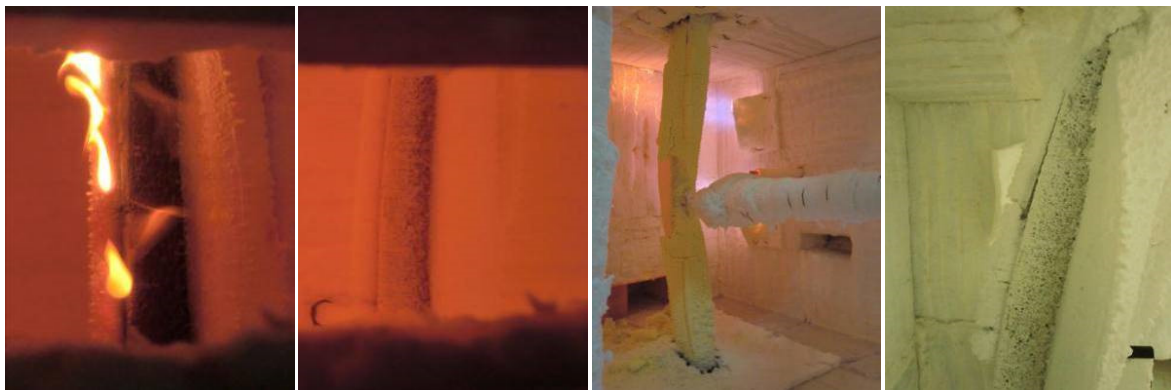


Figura 5.46 – Evolução do ensaio experimental L11.



Figura 5.47 – Evolução do ensaio experimental C9.

A temperatura crítica e o tempo de resistência ao fogo foram determinados através do critério de colapso, a que corresponde um deslocamento a meio vão de $L/30$. Os resultados são apresentados na Tabela 29 e a evolução do deslocamento a meio vão em função do tempo

de exposição ao fogo é apresentada na Figura 5.48. Para efeitos de comparação os gráficos apresentam adicionalmente os resultados dos testes sem proteção.

As figuras revelam a eficácia desta medida de proteção, através do aumento do tempo de resistência ao fogo em comparação com o mesmo elemento sem proteção sujeito ao mesmo grau de utilização. No caso dos testes C9 e L11 este aumento não é tão significativo, porque ocorreu uma retração local da camada intumescente na fase inicial do teste deixando parte do aço exposto diretamente aos gases do incêndio, como se pode verificar na Figura 5.46 e na Figura 5.47. O teste C10 ensaiado com um grau de utilização de 70% atingiu o colapso ao fim de 146 [s] mesmo antes do início da reação da tinta intumescente. Atendendo a este facto o grau de utilização do teste C11 foi alterado para 50%.

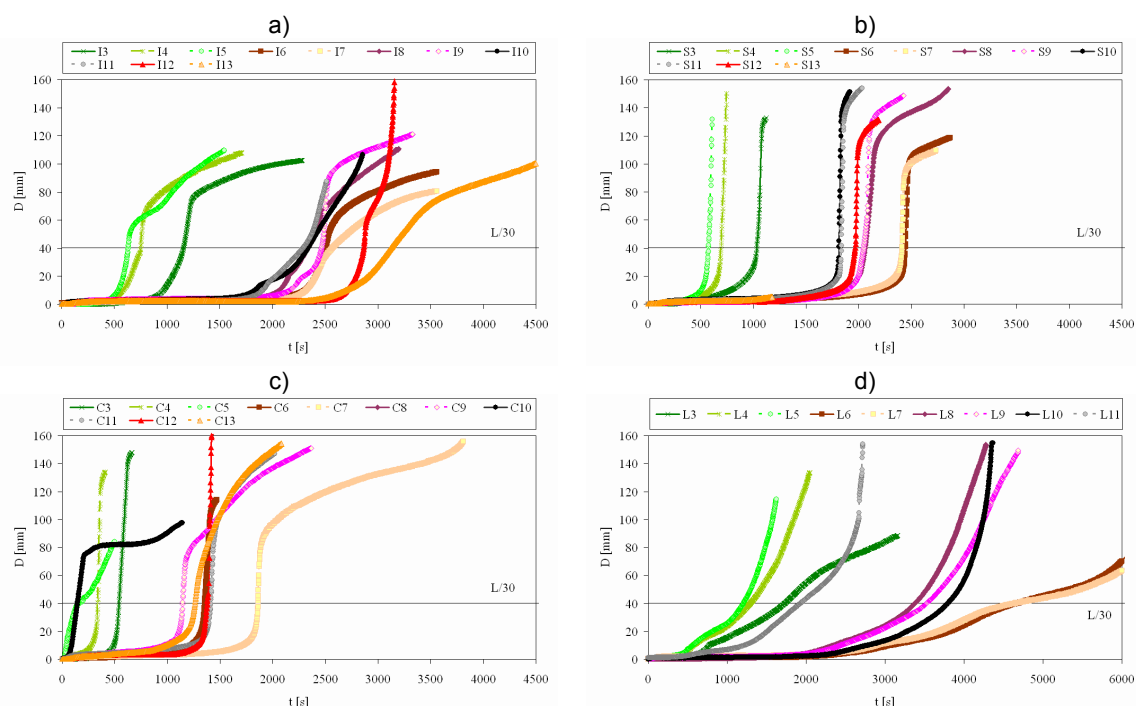


Figura 5.48 – Resultados experimentais da evolução do deslocamento a meio vão. a) Secção IPE. b) Secção SHS. c) Secção CHS. d) Secção LNP.

Nos elementos ensaiados com diferentes espessuras de proteção verifica-se a influência desta através de um aumento do tempo de resistência ao fogo. Para a mesma espessura de proteção a temperatura crítica e o tempo de resistência ao fogo diminui com o aumento do grau de utilização.

Nos elementos SHS e CHS protegidos verifica-se uma frequente retração da intumescência deixando algumas zonas do perfil desprotegidas. No entanto o desempenho dos perfis protegidos é notoriamente melhor que os perfis não protegidos da mesma secção.

Os resultados do tempo de resistência ao fogo, determinado pelo critério de colapso, são apresentados na Tabela 29. No caso das secções IPE, verifica-se um aumento da resistência de 23 minutos no caso dos elementos com uma espessura nominal de proteção de 1000 [μm] e um grau de utilização de 30%, 28 minutos quando o grau de utilização é de 50% e de 29 minutos para 70%. Quando é utilizada uma espessura de proteção de 2000 [mm] e um grau de utilização de 50%, a resistência ao fogo média dos dois testes é de 50 minutos, obtendo-se assim um aumento de 38 minutos em relação ao mesmo elemento não protegido.

Nas secções SHS, o aumento da resistência é ligeiramente inferior ao das secções IPE, verificando-se nos elementos com 1000 [μm] de proteção um aumento do tempo de resistência ao fogo de 23, 23 e 21 minutos quando solicitados com um grau de utilização de 30%, 50% e 70% e por comparação da resistência ao fogo dos elementos não protegidos, de valor igual a 17, 11 e 9 minutos, respetivamente. Pelo exposto anteriormente, a aplicação de 2000 [mm] de proteção não origina um aumento significativo da resistência ao fogo, resultando neste caso num acréscimo de 21 minutos.

As secções de tubo circular, CHS, protegidas com 1000 [mm] de tinta intumescente têm um ganho do tempo de resistência ao fogo de 18 e 15 minutos, quando solicitadas com um grau de utilização de 30% e de 50%, por comparação com os 9 e 6 minutos de resistência obtidos nos elementos sem proteção. Quando a espessura de proteção é aumentada para 2000 [μm], a resistência ao fogo média dos dois testes é de 22 minutos, existindo um aumento de 16 minutos em relação aos elementos não protegidos e de somente 1 minuto em relação aos elementos com 1000 [μm] de proteção. Quando é utilizado um grau de utilização (nominal) de 70% e uma espessura de proteção de 1000 [μm] não se verifica qualquer aumento de resistência ao fogo, por comparação com os 2 minutos dos elementos sem proteção, porque este elemento atingiu o colapso antes mesmo da tinta poder atuar como barreira de proteção térmica.

O aumento obtido nas secções LNP é significativamente superior ao apresentado nas secções anteriores. Considerando a resistência ao fogo de 29, 21 e 20 minutos, dos elementos não protegidos e sujeitos a um grau de utilização de 30%, 50% e 70%, respetivamente. Com a aplicação de 1000 [mm] de tinta intumescente obtém-se um aumento do tempo de resistência ao fogo de 49, 36 e 43 minutos, para os graus de utilização referidos. Nestes valores não se consideram os resultados do ensaio L11 devido à retração da tinta

intumescente ocorrida neste teste, responsável por uma resistência ao fogo de apenas 32 minutos, por comparação com os 63 minutos do teste equivalente (L10).

Embora a resistência ao fogo de cada uma das secções varie com o grau de utilização e com a espessura de proteção, a deformada dos elementos estruturais à temperatura ambiente e ao fogo é semelhante, evidenciando que o modo de colapso é o mesmo nestas duas condições distintas. A deformação dos elementos, após a realização dos testes, é apresentada na Figura 5.49, para todos os testes realizados.



Figura 5.49 – Imagem de conjunto de todos os ensaios realizados com e sem proteção ao fogo.

5.6 Conclusões

Neste capítulo foi apresentado um conjunto de ensaios experimentais realizado em perfis curtos para o estudo da influência da secção na expansão e desenvolvimento da intumescência e em perfis longos para caracterização do comportamento de elementos estruturais protegidos com tinta intumescente.

É apresentado um estudo acerca do desenvolvimento da intumescência em secções com reentrâncias e arestas vivas, como são o caso das secções I, H, cantoneiras, etc., e secções de superfície convexa, utilizando secções SHS e CHS. Os elementos curtos em aço

de secção IPE100, IPE220, HEB220, SHS100x100x4, CHS100x4 e L100x50x8 possuem um comprimento de 0.5 [m] e foram protegidos com espessuras nominais de proteção igual a 500 [µm] e 1500 [µm]. A análise do efeito de bordo da intumescência foi efetuada utilizando uma solicitação térmica definida pela curva de incêndio padrão.

Os resultados do processamento de imagem da expansão da intumescência indicam que, no caso das secções I e H, a expansão na alma é mais significativa do que a medida nos banzos e uma menor expansão na zona de concordância entre a alma e os banzos. Existe uma elevada variabilidade da expansão vertical medida nos banzos, mas a expansão do banzo inferior é significativamente maior do que a do banzo superior, devido ao efeito do peso próprio no processo de expansão. Esta aumenta com o tempo até atingir o valor máximo de expansão e depois começa a diminuir progressivamente, devido às transformações químicas e físicas do intumescente.

No caso dos tubos circulares, o aumento da espessura de proteção de 0.5 para 1.5 [mm] não dá origem a um aumento significativo da intumescência.

Nas secções com ângulos retos, como os vértices dos banzos e das cantoneiras, verifica-se uma expansão inferior do intumescente, em comparação com a restante superfície, pelo que se recomenda a aplicação de uma sobre espessura de tinta, de modo a compensar este efeito de bordo geométrico.

Para investigar a influência da espessura de proteção ao fogo, do grau de utilização e do tipo de secção transversal de elementos estruturais solicitados em flexão, foram realizados 50 ensaios experimentais num forno de resistência ao fogo. Destes, 8 foram realizados à temperatura ambiente e 42 em condições de incêndio sob a ação da curva de incêndio padrão ISO834, para graus de utilização de 30%, 50% e 70%. Para efeitos de comparação foram realizados 12 testes sem qualquer tipo de proteção e 30 com 1 e 2 [mm] de tinta intumescente.

No caso dos testes sem proteção ao fogo é apresentada uma comparação entre os resultados experimentais e os valores obtidos pelos métodos simplificados de cálculo. Das secções analisadas só a secção CHS é que apresenta períodos de resistência ao fogo inferiores aos obtidos pelo eurocódigo, considerando as propriedades nominais. Os resultados experimentais da secção LNP representam um tempo de resistência superior a duas vezes o determinado pelo eurocódigo.

Nos elementos ensaiados com diferentes espessuras de proteção verifica-se a influência desta através de um aumento do tempo de resistência ao fogo. Para a mesma

espessura de proteção a temperatura crítica e o tempo de resistência ao fogo diminui com o aumento do grau de utilização.

Nos elementos SHS e CHS protegidos verifica-se uma frequente retração da intumescência deixando algumas zonas do perfil desprotegidas. No entanto o desempenho dos perfis protegidos é notoriamente melhor que os perfis não protegidos da mesma secção.

Capítulo 6: Análise numérica do comportamento de tintas intumescentes

6.1 Introdução

As tintas intumescentes são materiais reativos utilizados na proteção ao fogo de elementos estruturais. Quando em contacto com os gases quentes provenientes de um incêndio, dá-se uma expansão volumétrica cuja camada carbonosa reduz a transferência de calor à camada virgem de tinta e ao substrato subjacente. Este processo é altamente não linear e geometricamente caracterizado por duas fronteiras móveis: a fronteira em contacto com o incêndio e a superfície que separa as camadas virgem e carbonosa, podendo ser caracterizado como um problema generalizado de Stefan.

É apresentado um método numérico baseado no método das linhas (MOL), com uma malha espacial adaptativa e refinamento local, método r-h, cuja evolução temporal é determinada de forma desacoplada à discretização das equações diferenciais da energia e da conservação da massa. O método numérico é aplicado ao problema unidimensional de Stefan de duas fases e à equação víscida de Burger. As soluções apresentadas mostram a adaptação da malha à solução do problema, aumentando ou diminuindo o número de nós em função da estimativa de “erro” apresentada.

O modelo numérico é aplicado ao estudo do comportamento de uma tinta intumescente exposta à ação térmica proveniente do calorímetro de cone. Os resultados numéricos da evolução da expansão do intumescente e da evolução da temperatura do aço são comparados com os obtidos nos ensaios experimentais.

6.2 Introdução ao Método das Linhas

O método das linhas (MOL) é um procedimento numérico utilizado na solução de problemas de valor inicial, geralmente equações diferenciais de derivadas parciais (PDEs) dependentes no tempo. Convencionalmente o MOL envolve duas etapas: o primeiro passo consiste na discretização espacial, no qual as derivadas espaciais são aproximadas, por exemplo, por diferenças finitas, elementos finitos ou volumes finitos, (Wang, R., 2002). Esta aproximação transforma o sistema de PDEs num conjunto ainda maior de equações diferenciais ordinárias (EDOs). A segunda etapa trata da integração no tempo do sistema de EDOs através de um integrador standard.

Atualmente existem vários algoritmos disponíveis para a solução de sistemas de PDEs unidimensionais baseados no MOL. O problema a resolver é normalmente posto na forma (6.1) a (6.3):

$$u_t(x, t) = f(x, t, u(x, t), u_x(x, t), u_{xx}(x, t)), \quad x_L \leq x \leq x_R, \quad t > 0 \quad (6.1)$$

com condição inicial

$$u(x, 0) = u_0(x), \quad x_L \leq x \leq x_R, \quad t = 0 \quad (6.2)$$

e condições de fronteira

$$\begin{aligned} b_L(t, u(x_L, t), u_x(x_L, t)) &= 0, & t \geq 0 \\ b_R(t, u(x_R, t), u_x(x_R, t)) &= 0, & t \geq 0 \end{aligned} \quad (6.3)$$

Para a aproximação do termos convectivos (u_x) presentes nas equações de transporte são utilizadas discretizações por diferenças finitas com esquemas *upwind*, que necessitam de termos de montante do escoamento, ou *biased upwind* que incluem termos de montante e jusante do escoamento. As últimas são aplicadas em EDPs altamente convectivas para minimizar a difusão e oscilação da solução numérica. Exemplo destes esquemas é a aproximação por três pontos *upwind* (4), de segunda ordem, e a aproximação por cinco pontos *biased upwind* (5), de quarta ordem, com três termos *upwind* e um *downwind*, (Saucez, Philippe *et al*, 2001).

$$u_{x,i} = \frac{u_{i-2} - 4u_{i-1} + 3u_i}{2!h} \quad (6.4)$$

$$u_{x,i} = \frac{-u_{i-3} + 6u_{i-2} - 18u_{i-1} + 10u_i + 3u_{i+1}}{4!h} \quad (6.5)$$

Para evitar o aparecimento de instabilidades numéricas na solução, para a aplicação dos esquemas *upwind* é necessário conhecer-se a direção do escoamento.

A utilização do Matlab como linguagem e ambiente de programação permite recorrer a vários *solvers* para resolver numericamente os sistemas de EDOs. Como exemplo destes temos o ode23, ode45, ode15s, ode23s, etc., cabendo ao utilizador a sua seleção em função do tipo de equação.

6.3 Métodos numéricos de refinamento de malha e de malha móvel baseados no critério de equidistribuição

Ao longo dos anos têm sido apresentados vários métodos de malha adaptativa aplicados à resolução de PDEs. As três estratégias principais de malha adaptativa são: os métodos de refinamento estático, métodos de refinamento dinâmico ou de malha móvel e os métodos de refinamento da ordem da aproximação polinomial. No primeiro, conhecido por refinamento h-adaptativo, a localização dos nós é fixa e a malha é adaptada ao problema através da adição ou remoção de nós onde estes são ou deixam de ser necessários. Nos métodos de malha móvel, refinamento r-adaptativo, os nós são deslocados continuamente no espaço e no tempo, em semelhança com os métodos Lagrangianos clássicos, em que a discretização do problema é acoplado a um segundo sistema de ODEs de definição do movimento da malha. O refinamento p-adaptativo é frequentemente combinado com o refinamento h na aplicação do método dos elementos finitos e indica a possibilidade de o processo numérico incluir uma aproximação polinomial de ordem variável. Na prática é possível implementar combinações dos vários métodos: refinamento h-p, h-r, r-p e até refinamento h-p-r adaptativo, (Zegeling, Paul, 1998).

Vários investigadores têm dedicado a sua atenção no desenvolvimento e implementação de algoritmos de solução numérica mais eficientes e precisos. Estes estudos passaram pelo desenvolvimento de métodos de malha adaptativa aplicados a problemas

essencialmente não lineares e com discretização espacial pelo Método das Diferenças Finitas (MDF), Método dos Volumes Finitos (MVF) ou Método dos Elementos Finitos.

O objetivo da utilização de malhas não uniformes adaptativas consiste na discretização espacial ótima, ou quási-ótima, definida pela solução numérica, mesmo quando se possui pouca ou nenhuma informação inicial acerca desta solução. Uma descrição mais pormenorizada dos diferentes métodos de malha adaptativa pode ser encontrada em (Huang, W. *et al*, 1994a; Li, Shengtai *et al*, 1997; Miller, K. *et al*, 1981; Tan, Zhijun *et al*, 2004; Verwer, J.G. *et al*, 1989; Wouwer, A. V. *et al*, 2001).

O primeiro desenvolvimento surgiu com o trabalho de Miller e Miller (Miller, K. *et al*, 1981), que efetuaram a discretização espacial pelo MEF, permitindo que os nós da malha se movam de acordo com um sistema de EDOs acoplado ao sistema de EDOs do problema físico a resolver. Os dois sistemas de equações são resolvidos simultaneamente mantendo fixo o número de nós da malha. Este método é denominado por Método de Elementos Finitos Móveis (MEFM). White propôs uma alternativa ao procedimento anterior, no qual o movimento espacial da malha é baseado num critério de equidistribuição, (White, A.B. Jr., 1982).

Considerando o método original de White, admita-se que a posição dos nós $x_i, i = 1 \dots N$ é definida de forma a garantir que uma grandeza de referência da solução numérica, denominada de função peso $m(x, t)$, é distribuída equitativamente em todo o domínio espacial, isto é:

$$\int_{x_{i-1}}^{x_i} m(x, t) dx = \int_{x_i}^{x_{i+1}} m(x, t) dx = c, \quad 2 \leq i \leq N-1 \quad (6.6)$$

A transformação de variáveis do domínio físico (x, t) para o domínio computacional uniforme (ξ, t) é efetuada pela relação:

$$\xi(x) = \frac{\int_{x_L}^{x_i(\xi, t)} m(x, t) dx}{\theta(t)}, \quad \theta(t) = \int_{x_L}^{x_R} m(x, t) dx \quad (6.7)$$

em que $\xi_i = i-1/(N-1), i = 1, \dots, N$. A escolha da função peso é fundamental para um correto movimento/refinamento da malha. No entanto não existe uma regra geral para todos os

problemas. Nas aplicações encontradas na literatura a função peso é baseada em: estimativas de erro de truncatura locais; variações da solução; valores da curvatura da solução, que coloca mais nós nas zonas em que a segunda derivada da solução é mais elevada; e no comprimento do arco da solução. A mais utilizada é a função baseada no comprimento do arco, definida por $m = \sqrt{1 + (u_x)^2}$, que coloca nós ao longo de intervalos com um comprimento de arco uniforme.

Seguindo a metodologia utilizada pelo método MOL, são quatro as etapas normalmente utilizadas para a implementação de um algoritmo de refinamento estático, (Wouwer, A. V. *et al*, 2001):

- . *Aproximação das derivadas espaciais de uma malha não uniforme;*
- . *Integração do sistema de EDOs resultante ao longo de Δt incrementos de tempo;*
- . *Cálculo da função peso e movimento dos nós de acordo com o princípio da equidistribuição;*
- . *Interpolar a solução para gerar as condições iniciais da nova malha.*

A vantagem deste tipo de implementação é o desacoplamento da solução do problema com o refinamento adaptativo da malha, logo é de maior facilidade de implementação numérica e permite a utilização de um número variável de nós. Como a integração temporal deve ser interrompida ao fim de um ou vários incrementos de tempo origina um esforço computacional mais elevado. O processo de interpolação da malha anterior para a nova malha introduz erros adicionais à solução numérica.

6.3.1 Método adaptativo de malha móvel

Uma alternativa ao processo descrito anteriormente é mover os nós continuamente no tempo, isto é, utilizar um refinamento dinâmico e acoplar a solução do problema com as trajetórias temporais dos nós da malha.

Considerando a solução do problema, definido pelas equações (6.1) a (6.3), sob uma malha cujos nós se movem ao longo da variável temporal do problema, com trajetórias definidas por $x_i(t)$, $i = 1..N$, o problema enunciado requer a utilização de uma formulação Lagrangeana em que a derivada temporal total de u é obtida por:

$$\dot{u} = u_t + \dot{x}u_x = f(u) + \dot{x}u_x \quad (6.8)$$

Com a discretização espacial de (6.8), aproximando a primeira derivada com uma diferença finita central, obtém-se o sistema de EDOs definido por (6.9).

$$\dot{u}_i - \frac{u_{i+1} - u_{i-1}}{x_{i+1} - x_{i-1}} \dot{x}_i = f_i, \quad t > t_0 \quad 1 \leq i \leq N \quad (6.9)$$

Para resolver a EDO anterior são necessárias equações adicionais que especifiquem a variação no tempo da posição dos nós da malha (Verwer, J. G. *et al*, 1989). O sistema de EDOs que define as trajetórias dos nós da malha pode ser definido através de grandezas físicas cuja variação temporal é conhecida ou pela equidistribuição espacial de uma variável da solução que reflita a sua variação no domínio. O sistema total combinado pode ser escrito da seguinte forma.

$$\begin{aligned} \dot{U} - D\dot{X} &= F \\ \tau B\dot{X} &= g \end{aligned} \quad (6.10)$$

Ou, rearranjando

$$A(Y)\dot{Y} = L(Y) \quad (6.11)$$

em que $Y = (\dots, u_i^1, \dots, u_i^{NPDE}, \dots, x_i, \dots)^T$.

Considerando a equação (6.7) e diferenciando uma e duas vezes em ordem a ξ , obtém-se duas derivações do princípio da equidistribuição:

$$m(x(\xi, t), t) \cdot \frac{\partial x(\xi, t)}{\partial \xi} = \theta(t) \quad (6.12)$$

$$\frac{\partial}{\partial \xi} \left\{ m(x(\xi, t), t) \cdot \frac{\partial x(\xi, t)}{\partial \xi} \right\} = 0 \quad (6.13)$$

Como estas equações não contêm os termos das velocidades nodais da malha, (\dot{x}) , são consideradas versões quási-estáticas do princípio da equidistribuição. Estas servem de

partida para o estabelecimento de diferentes equações diferenciais relacionadas com o movimento da malha (MMPDEs - *Moving Mesh Partial Differential Equations*), em função de (\dot{x}) , que acopladas à equação (6.10) define um sistema de EDOs global do tipo definido na equação (6.11). Este procedimento permite simultaneamente o cálculo da localização dos nós da malha e da solução do problema, sem necessidade de se interromper a integração temporal e efetuar uma interpolação da solução. Este desenvolvimento é apresentado em detalhe por Huang, Ren e Russell (Huang, W. *et al*, 1994a;b).

6.3.2 Suavização espacial e temporal do movimento nodal

Uma parte significativa dos métodos de solução das equações (6.10) ou (6.11) originam uma perda da taxa de convergência e um aumento do erro quando as variações da malha são significativas. Para diminuir esta influência, Dorf e Drury (Dorf, E. A. *et al*, 1987) apresentaram uma estratégia de suavização espacial e temporal do movimento nodal. Esta suavização previne uma distorção excessiva do espaçamento nodal em relação aos espaçamentos adjacentes e atenua a oscilação temporal da malha.

O objetivo consiste na definição de uma malha que verifique a equação de equidistribuição definida pela equação (6.6). Reescrevendo em função da concentração nodal ($n_i = 1/\Delta x_i$):

$$\frac{n_{i-1}}{M_{i-1}} = \frac{n_i}{M_i}, \quad 2 \leq i \leq N-1 \quad (6.14)$$

A suavização espacial é prescrita através da substituição da concentração nodal por:

$$\begin{aligned} \tilde{n}_0 &= n_0 - k(k+1)(n_1 - n_0) \\ \tilde{n}_i &= n_i - k(k+1)(n_{i+1} - 2n_i + n_{i-1}), \quad 2 \leq i \leq N-1 \\ \tilde{n}_N &= n_N - k(k+1)(n_{N-1} - n_N) \end{aligned} \quad (6.15)$$

em que k é um parâmetro positivo igual a 1 ou 2. Esta suavização assegura um constrangimento superior e inferior do espaçamento da malha, garantindo que estes não diferem substancialmente entre si, sendo equivalente a:

$$\frac{k}{(k+1)} \leq \frac{n_{i-1}}{n_i} \leq \frac{(k+1)}{k} \quad (6.16)$$

Para um valor de N e uma distribuição da função peso M , a escolha de k determina o comprimento mínimo e máximo do espaçamento. A introdução da regularização temporal é obtida substituindo o sistema de equações algébricas (11) pelo sistema de equações diferenciais seguinte:

$$\frac{\tilde{n}_{i-1} + \tau \dot{\tilde{n}}_{i-1}}{M_{i-1}} = \frac{\tilde{n}_i + \tau \dot{\tilde{n}}_i}{M_i}, \quad 2 \leq i \leq N-1 \quad (6.17)$$

no qual τ é um parâmetro positivo e atua como uma constante temporal para evitar variações abruptas no movimento da malha. Em comparação com o valor de k , a escolha do valor de τ não é tão intuitiva. Como τ retarda o movimento da malha para os novos valores da função peso, Verwer (1989) recomenda a utilização de um valor equivalente ao incremento da integração temporal. A aplicação do método a vários problemas mostra que a suavização espacial é mais importante que a suavização temporal (Wouwer, A. V. *et al*, 1998;2001). Esta técnica de refinamento pode ser aplicada continuamente no tempo, havendo um movimento da malha a cada etapa da integração temporal, ou em determinados incrementos de tempo da solução.

Se não for aplicada uma suavização temporal, isto é $\tau = 0$, a equação (6.17) dá origem à equação (6.14) com $n_i = \tilde{n}_i$, resultando num sistema de equações do tipo $g(x,u) = 0$, definido por, (Verwer, J.G. *et al*, 1989):

$$g(x,u) = \left[-\frac{k(k+1)}{\Delta x_{i-1}} + \frac{1+2k(k+1)}{\Delta x_i} - \frac{k(k+1)}{\Delta x_{i+1}} \right] / M_i - \left[-\frac{k(k+1)}{\Delta x_{i-2}} + \frac{1+2k(k+1)}{\Delta x_{i-1}} - \frac{k(k+1)}{\Delta x_i} \right] / M_{i-1} = 0 \quad 2 \leq i \leq N-1 \quad (6.18)$$

Uma alternativa ao procedimento anterior, implementada por (Huang, W. *et al*, 1994a), consiste na utilização de uma suavização espacial local dos nós através da suavização da função peso aos nós adjacentes, isto é:

$$\tilde{M}_i = \sum_{j=i-p}^{i+p} \left(\frac{k}{k+1} \right)^{|i-j|} M_j \quad (6.19)$$

Onde p é um inteiro positivo, normalmente considerado igual a 1 ou 2, que define o número de pontos que contribuem para a média pesada da função peso e k , igual a 2, define o peso de cada ponto. Esta estratégia também pode ser aplicada diretamente aos nós da malha, originando bons resultados, (Li, Shengtai *et al*, 1997).

$$\Delta \tilde{x}_i = \sum_{j=i-p}^{i+p} \left(\frac{k}{k+1} \right)^{|i-j|} \Delta x_j \quad (6.20)$$

O algoritmo utilizado considera um refinamento estático e iterativo, em que a malha é equidistribuída e suavizada iterativamente durante um número predeterminado de ciclos ($iter=5$) e até que não ocorram variações significativas na malha ($norm(x_{new} - x) < 1e^{-6}$). Este procedimento consiste em resolver sucessivamente o sistema de equações ($[A][\Delta x] = [b]$) definido pela equação (6.21), em que $\mu = k(k+1)$.

$$\begin{bmatrix} 1+\mu & -\mu & 0 & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & 0 \\ -\mu & 1+2\mu & -\mu & 0 & & & & & \vdots \\ 0 & -\mu & 1+2\mu & -\mu & & & & & \vdots \\ \vdots & & & \ddots & & & & & \vdots \\ \vdots & & & & \ddots & & & & \vdots \\ \vdots & & & & & \ddots & & & \vdots \\ \vdots & & & & & & \ddots & & \vdots \\ \vdots & & Sim & & -\mu & 1+2\mu & -\mu & 0 & \vdots \\ \vdots & & & & 0 & -\mu & 1+2\mu & -\mu & \vdots \\ 0 & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & 0 & -\mu & 1+\mu \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \tilde{x}_1 \\ \Delta \tilde{x}_2 \\ \Delta \tilde{x}_3 \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ \Delta \tilde{x}_{N-3} \\ \Delta \tilde{x}_{N-2} \\ \Delta \tilde{x}_{N-1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta x_1 \\ \Delta x_2 \\ \Delta x_3 \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ \Delta x_{N-3} \\ \Delta x_{N-2} \\ \Delta x_{N-1} \end{bmatrix} \quad (6.21)$$

6.3.3 Algoritmo do critério de equidistribuição da malha

Considere-se uma aproximação discreta da equidistribuição espacial (6.6) definida por:

$$M_{i-1}\Delta x_{i-1} = M_i\Delta x_i = C, \quad 2 \leq i \leq N-1 \quad (6.22)$$

em que $\Delta x_i = x_{i+1} - x_i$ é o espaçamento local da malha, M_i é uma aproximação discreta da função peso no intervalo $[x_i, x_{i+1}]$ e C é uma constante definida por:

$$C = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^{N-1} (\Delta x_i M_i) \quad (6.23)$$

A aplicação do critério origina uma malha mais refinada nos locais em que a função peso tem valores mais elevados e uma malha mais esparsa nas zonas em que a função peso possui valores mais reduzidos.

As equações anteriores apresentam uma forma intuitiva de se obter uma malha com espaçamentos que equidistribuem a função peso no domínio. Este método é utilizado no trabalho de Tapia e Lopez (Tapia, Juan J. *et al*, 2009), que implementam a equidistribuição de forma iterativa durante $m = 3$ ciclos. O espaçamento da malha em cada iteração é obtido por:

$$h_i^{n+1} = \frac{C^n}{M_i^n}, \quad n = 1, 2, \dots, m \quad (6.24)$$

em que M_i^n é a função peso, definida pela malha e respetiva solução da iteração anterior. Para se obter uma malha regular, os autores, aplicam adicionalmente uma suavização à função peso, substituindo M_i^n por:

$$\tilde{M}_i = \frac{\sum_{j=i-p}^{i+p} \left(\frac{k}{k+1} \right)^{|i-j|} M_j}{\sum_{j=i-p}^{i+p} \left(\frac{k}{k+1} \right)^{|i-j|}} \quad (6.25)$$

Esta aproximação não garante que $\sum_{i=1}^{N-1} h_i^{n+1} = x_R - x_L$, pelo que o comprimento de cada intervalo é recalculado pela expressão seguinte.

$$h_i^{n+1} = h_i^{n+1} \cdot \frac{x_R - x_L}{\sum_{i=1}^{N-1} h_i^{n+1}} \quad (6.26)$$

Uma metodologia equivalente à apresentada é também utilizada pelo software MatMOL (Wouwer, A. V. *et al*, 2005) (<http://www.matmol.org/>) no refinamento adaptativo da malha inicial. Neste caso, que utiliza a função peso suavizada, são efetuadas seis iterações e a malha é definida por:

$$h_i^{n+1} = \frac{1}{M_i} \frac{x_R - x_L}{\sum_{j=1}^{N-1} 1/M_j} \quad (6.27)$$

Embora a metodologia seja ligeiramente distinta, resulta numa malha cuja distribuição espacial é semelhante. O código Matlab de implementação de ambos os métodos é apresentado na Figura 6.1.

Devido ao facto da função peso não ser conhecida explicitamente, sendo normalmente dependente da solução numérica do problema e da malha, a sua distribuição homogénea ao longo do domínio é realizada de modo iterativo.

<pre> define init. Parameters define smooth matrix A define init. uniform mesh: x = linspace(0,1,N)'; While (mesh_norm>Tol) mon=funct_M(x,u); dx = diff(x); C=cumsum(dx.*mon); C=C(end)/(N-1); dx_new=C./mon; dx_new=dx_new.*(xR-xL)/sum(dx_new); if smooth==1, dx_new = (A\dx_new); end x_new(1)=xL; for i= 2:N, x_new(i) = x_new(i-1)+dx_new(i-1); end x_new(end)=xR; error_norm=norm(x_new-x,inf) x=x_new; end </pre>	<pre> define init. Parameters define smooth matrix A define init. uniform mesh: x = linspace(0,1,N)'; While (mesh_norm>Tol) mon=funct_M(x,u); mon_inv=cumsum(1./mon); dx_new=(xR-xL)./(mon(:).*mon_inv(end)); if smooth==1, dx_new = (A\dx_new); end x_new(1)=xL; for = 2:N, x_new(i)=x_new(i-1)+dx_new(i-1); end x_new(end)=xR; error_norm=norm(x_new-x,inf) x=x_new; end </pre>
---	--

Figura 6.1 – Código Matlab para implementação do refinamento adaptativo do critério de equidistribuição (esq.) e refinamento adaptativo inicial baseado no programa MatMOL (dir).

6.3.4 Equidistribuição da malha pelo algoritmo de de Boor

Também baseado no conceito de equidistribuição, de Boor (de Boor, Carl, 1974) desenvolveu um algoritmo com aplicações à otimização da aproximação *spline* com um número de nós variável. A sua versão original considera uma interpolação constante para a discretização da aproximação da função peso. Kopteva e Stynes (Kopteva, Natalia *et al*, 2001) aplicaram este processo iterativo de malha adaptativa a um problema de convecção e difusão pelo método das diferenças finitas em que a função peso é definida pelo comprimento do arco. Também provam a existência de uma malha que equidistribui o comprimento do arco ao longo de uma solução polinomial. Mais recentemente (Xu, X. *et al*, 2010) analisam a convergência do algoritmo de de Boor, verificando um aumento da taxa de convergência com o aumento do número de nós e fornecem um critério de paragem para a sua implementação.

O algoritmo consiste na definição da função peso, e da solução numérica do problema implicitamente necessária, para uma malha inicial arbitrária x_i^k . A sua aproximação constante no intervalo $h_i^k = x_i^k - x_{i-1}^k$ é definida por $\tilde{M}_i = (M_i + M_{i-1})/2$. A malha x_i^{k+1} que equidistribui esta aproximação da função peso é obtida por:

$$\int_{x_L}^{x_i^{k+1}} \tilde{M}^k dx = \xi_i \int_{x_L}^{x_R} \tilde{M}^k dx, \quad i = 1, \dots, N \quad (6.28)$$

em que $x_i = x(\xi_i)$, com $\xi_i = (i-1)/(N-1)$, $i = 1 \dots N$. A nova malha pode ser determinada explicitamente por:

$$\sum_{i=2}^j (x_i^k - x_{i-1}^k) \tilde{M}_i = \xi_j \sum_{i=2}^N (x_i^k - x_{i-1}^k) \tilde{M}_i, \quad j = 2, \dots, n \quad (6.29)$$

encontrando-se o índice n que garanta: $l(x_{n-1}^k) < \xi_j L(x_{x_R}^k) \leq l(x_n^k)$. Os nós ficam assim definidos por:

$$x_i^{k+1} = x_{n-1}^k + \frac{\xi_i L(x_{x_R}^k) - L(x_{n-1}^k)}{\tilde{M}_n}, \quad i = 1, \dots, N-1 \quad (6.30)$$

```

define init. Parameters
define smooth matrix A
define init. uniform mesh:  $x = \text{linspace}(0,1,N)'$ ;
While ( $\text{mesh\_norm} > \text{Tol}$ )
 $\text{mon} = \text{funct\_M}(x,u);$ 
 $dx = \text{diff}(x);$ 
 $li = dx.* \text{mon}';$ 
 $L = \text{cumsum}(li); L = [0;L];$ 
 $Y = \text{linspace}(L(1),L(\text{end}),N)';$ 
 $x\_new = \text{interp1}(L,x,Y,'pchip');$ 
if  $\text{smooth} == 1$ 
 $dx\_new = \text{diff}(x\_new); dx\_new = (A \setminus dx\_new);$ 
for  $i = 2:N$ ,  $x\_new(i) = x\_new(i-1) + dx\_new(i-1)$ ; end
end
 $\text{error\_norm} = \text{norm}(x\_new - x, \text{inf})$ 
 $x = x\_new;$ 
end

```

Figura 6.2 – Código Matlab para implementação do algoritmo de de Boor.

O processo iterativo é terminado quando se verifica o seguinte critério:

$$\|x^{k+1} - x^k\|_{\infty} \equiv \max_i |x_i^{k+1} - x_i^k| \leq \text{Tol}. \quad (6.31)$$

O código Matlab para implementação numérica do algoritmo é apresentado na Figura 6.2.

6.3.5 Comparação dos métodos

Considere-se um problema unidimensional estacionário cuja solução exata é definida por $u = e^{-((x-0.5)/\tau)^2}$, com $\tau = 0.1$. Os algoritmos iterativos apresentados são aplicados a esta solução tendo por base uma malha uniforme com $N=81$ pontos. A equidistribuição da malha tem por base a função peso definida pelo comprimento do arco ($\alpha = 1$) e posterior suavização da malha com $k = 2$. Como critério de paragem do processo iterativo foi considerada uma tolerância de 10^{-6} da norma entre duas malhas consecutivas, isto é, $\text{norm}(x_{\text{new}} - x) < 1e^{-6}$.

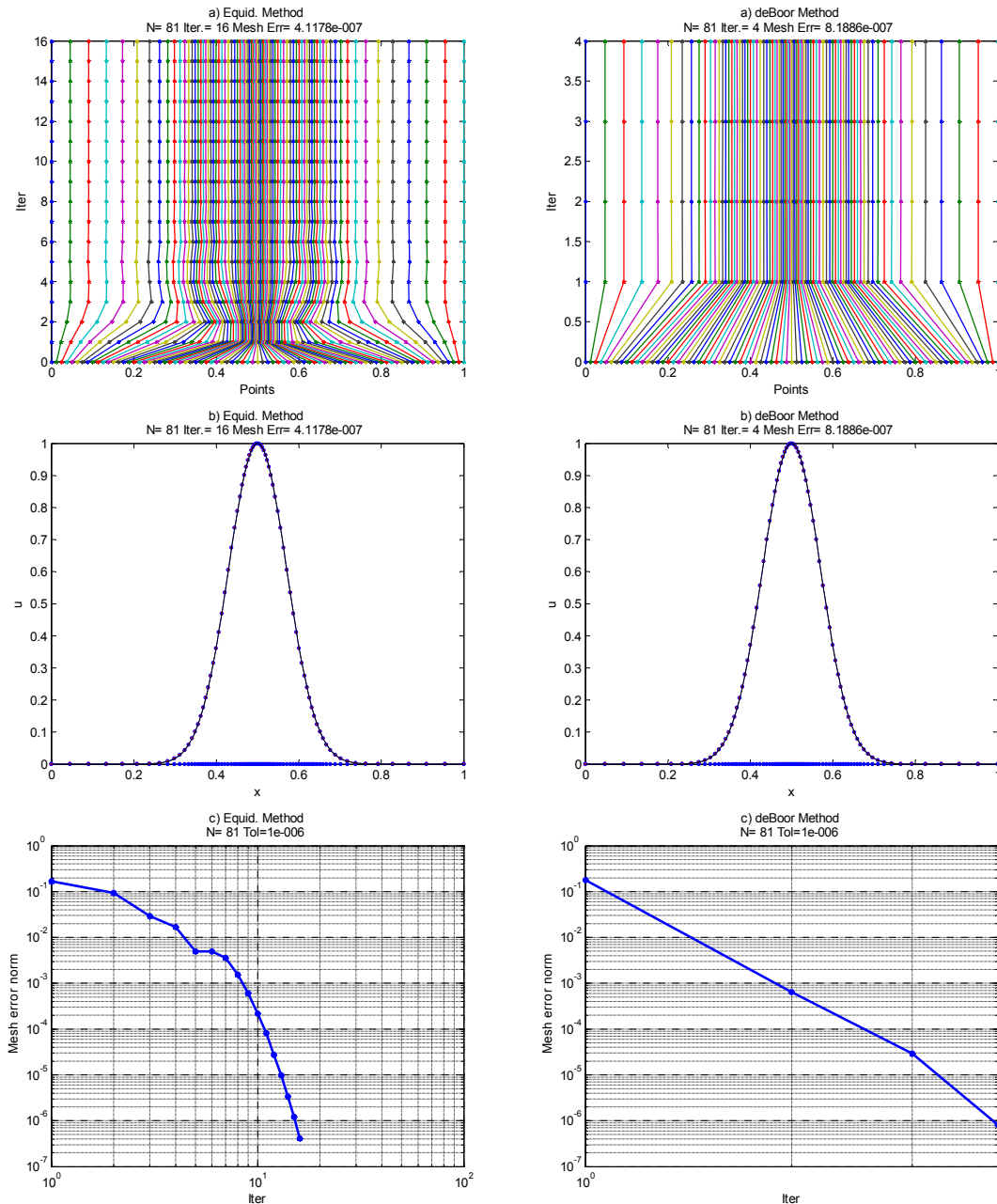


Figura 6.3 – Comparação do refinamento adaptativo dos algoritmos de deBoor e de Equidistribuição. a) Distribuição espacial da malha ao longo do processo iterativo. b) Comparação da solução exata e solução da malha equidistribuída. c) Convergência do erro espacial da malha.

O resultado dos dois algoritmos permite verificar a maior convergência do método de de Boor. Numa única iteração o algoritmo de de Boor devolve uma malha já muito próxima da ótima, com um “erro” máximo da ordem 10^{-3} . O método adaptativo de equidistribuição espacial necessita sempre, independentemente do número de pontos da malha inicial, de mais iterações para atingir a mesma ordem de tolerância de convergência. No entanto para

o caso apresentado, pode-se verificar que com algumas iterações (3-4), também este método pode fornecer uma malha com uma distribuição espacial aceitável.

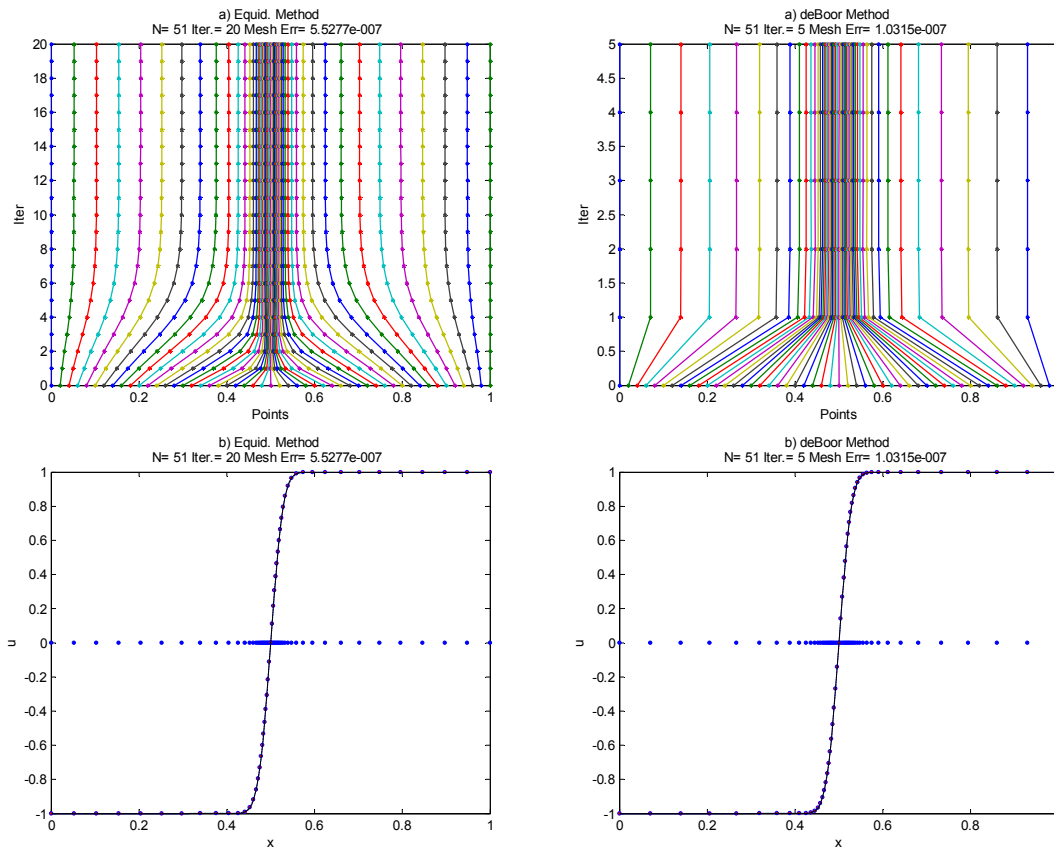


Figura 6.4 - Comparação do refinamento adaptativo dos algoritmos de deBoor e de Equidistribuição com $\tau = 10^{-3}$ e suavização espacial $k = 2$. a) Distribuição espacial da malha ao longo do processo iterativo. b) Comparação da solução exata e solução da malha equidistribuída.

No caso de problemas computacionalmente mais exigentes, como por exemplo soluções definidas por frentes abruptas móveis, o algoritmo de de Boor produz sempre uma malha melhor adaptada à variação da solução, como se pode verificar na Figura 6.3 à Figura 6.6. As figuras mostram os resultados da aplicação de ambos os métodos ao problema com solução definida por uma frente abrupta estacionária definida por $u = \text{erf}\left(\frac{(x-0.5)}{\sqrt{\tau}}\right) / \text{erf}\left(\frac{1}{\sqrt{\tau}}\right)$, com uma espessura da ordem $O(\tau)$, com $\tau \ll 1$.

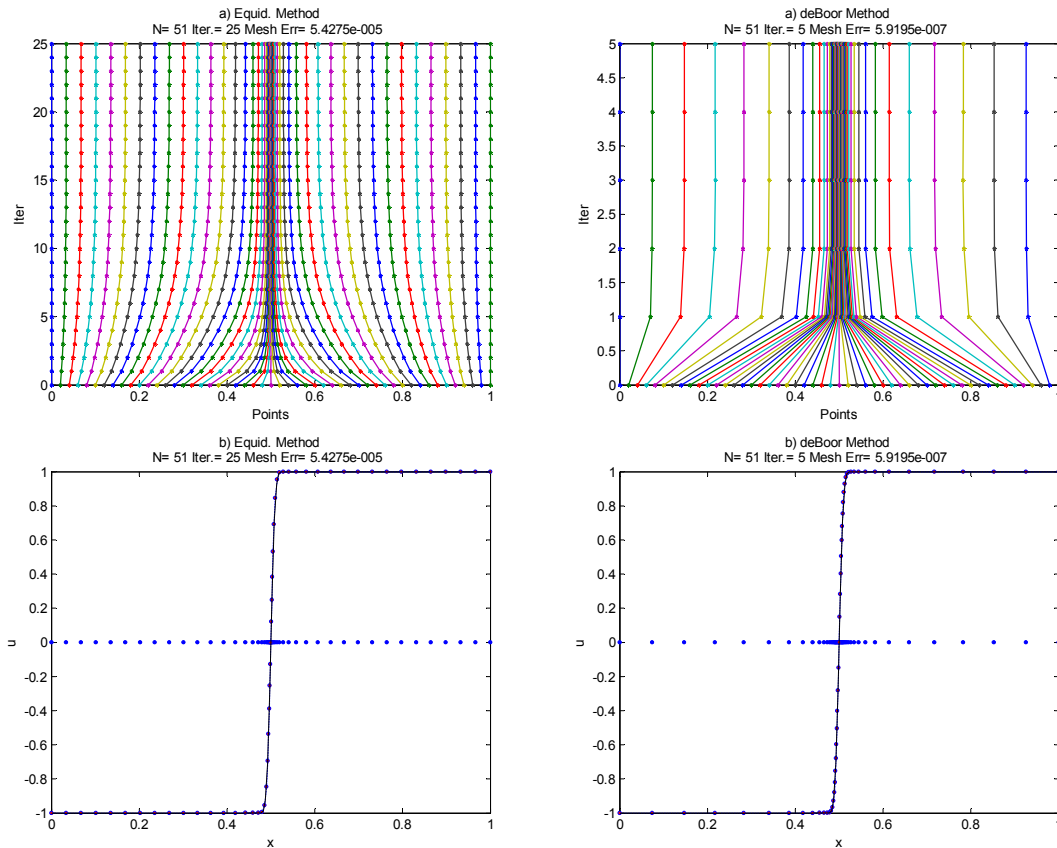


Figura 6.5 - Comparação do refinamento adaptativo dos algoritmos de deBoor e de Equidistribuição com $\tau = 10^{-4}$ e suavização espacial $k = 2$. a) Distribuição espacial da malha ao longo do processo iterativo. b) Comparação da solução exata e solução da malha equidistribuída.

Para o caso apresentado o algoritmo de de Boor mostra-se sempre mais eficiente, em comparação com o método de equidistribuição, quer em termos do número de iterações necessárias mas também na distribuição espacial dos nós, colocando sempre mais nós na frente da onda. No caso limite de $\tau = 10^{-6}$, ver Figura 6.6, o método de equidistribuição falha por não colocar nenhum ponto na espessura da frente da onda.

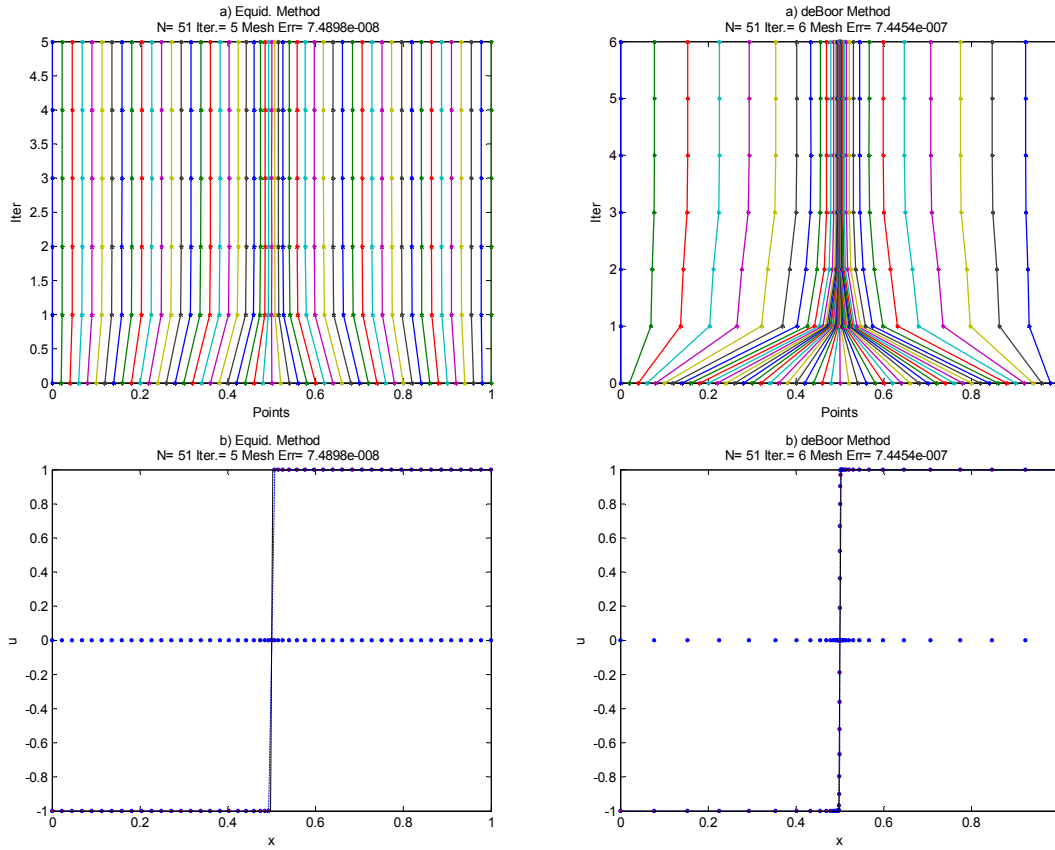


Figura 6.6 - Comparação do refinamento adaptativo dos algoritmos de deBoor e de Equidistribuição com $\tau = 10^{-6}$ e suavização espacial $k = 2$. a) Distribuição espacial da malha ao longo do processo iterativo. b) comparação da solução exacta e solução da malha equidistribuída.

6.3.6 Aplicação do modelo numérico à equação de Burger

De modo a ilustrar as vantagens do método adaptativo de malha móvel (MMPDE), considere-se o exemplo de teste definido pela equação de Burger unidimensional:

$$u_t = -\left(0.5u^2\right)_x + \mu u_{xx} \quad (6.32)$$

Trata-se de uma EDP parabólica não linear que possui solução analítica (6.33) e que é frequentemente utilizada para avaliar a qualidade de algoritmos e soluções numéricas.

$$u(x, t) = \frac{0.1e^{-0.05(z-0.5+4.95t)/\mu} + 0.5e^{-0.25(z-0.5+0.75t)/\mu} + e^{-0.5(z-0.375)/\mu}}{e^{-0.05(z-0.5+4.95t)/\mu} + e^{-0.25(z-0.5+0.75t)/\mu} + e^{-0.5(z-0.375)/\mu}} \quad (6.33)$$

A solução numérica é obtida pela metodologia clássica do MOL através do método das diferenças finitas, considerando uma malha inicial uniforme. As condições iniciais e de

fronteira, entre $x = 0$ e $x = 1$, são obtidas através da solução exata apresentada. Antes do primeiro passo temporal é aplicado o método de equidistribuição da malha através do algoritmo de de Boor e posterior aproximação das derivadas de primeira e segunda ordem através de diferenças finitas não uniformes centrais de segunda ordem. A integração temporal é efetuada com recurso ao integrador numérico *ode15s* utilizando uma tolerância absoluta e relativa do erro de 10^{-6} . Após cada etapa de integração num pequeno incremento de tempo, realiza-se a (i) equidistribuição da malha, (ii) interpolação (cúbica) da solução para produzir condições iniciais na nova malha e (iii) aproximação das derivadas espaciais.

Como a malha se mantém constante durante o intervalo de integração, este valor deve estar associado a uma variação pouco significativa da solução de modo a que as variações mais abruptas se mantenham dentro do domínio espacial mais discretizado. Esta é a fragilidade mais significativa deste método em comparação com os algoritmos baseados no MMPDE e, como exemplo, implementado no Matlab através da toolbox MatMol (Wouwer, A. V. *et al*, 2003).

Na Figura 6.7 são apresentadas as soluções analítica e numérica da equação de Burger com uma viscosidade de $\mu = 0.001$ e com uma malha de 81 pontos. A integração e a equidistribuição da solução são realizados em intervalos de 0.01. A figura mostra a aplicabilidade do algoritmo a problemas transientes, verificando-se um maior refinamento espacial nas zonas em que a variação da solução é superior.

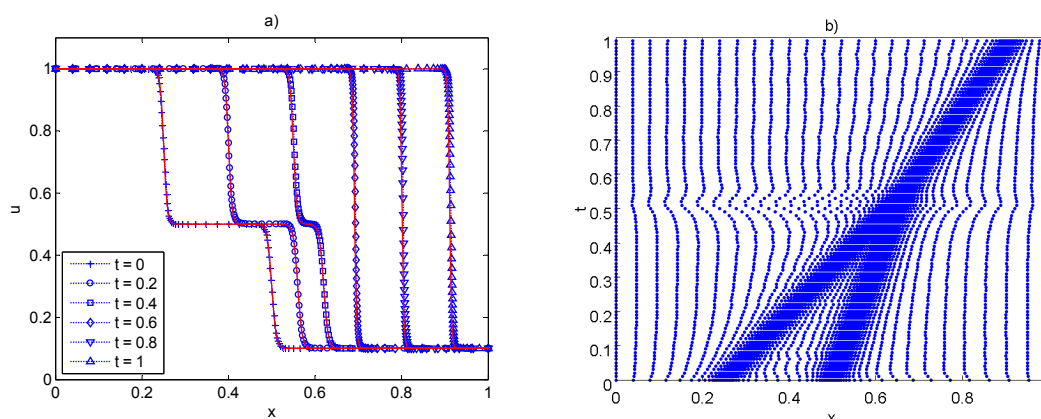


Figura 6.7 – Resultados da aplicação do método de malha adaptativa aplicado à equação de Burger ($\mu = 1e^{-3}$ e $N=81$). a) Comparação da solução analítica e numérica. b) Evolução espacial da malha com o tempo.

6.3.7 Aplicação do modelo numérico adaptativo ao problema de Stefan de duas fases

Como forma de teste do método adaptativo de malha móvel aplicado a problemas com fronteira móvel, considere-se o problema clássico de Stefan que descreve a fusão/congelamento de água. Este exemplo é considerado por vários autores para a comparação da performance dos vários métodos numéricos aplicados a problemas de fronteira móvel (Javierre, E. *et al*, 2006; Mackenzie, J. A. *et al*, 2000; Tadi, M., 2010).

Considere-se um sistema de duas fases ($n = 2$) em que as equações diferenciais de condução de calor são definidas por

$$C_i(T_i) \frac{\partial T_i}{\partial t} = \frac{\partial T_i}{\partial x} \left(k_i(T_i) \frac{\partial T_i}{\partial x} \right) \quad (6.34)$$

em que o índice $i = 1..n$ corresponde às n fases. $C_i = \rho c_i$ representa a capacidade de calor volumétrica, k_i as condutividades térmicas e T_i as temperaturas. Se a mudança da fase i para a fase $i+1$ ocorre a uma temperatura específica $T = T_m$ na posição $x = s_i(t)$, as condições de fronteira existente nesta fronteira móvel são:

$$\begin{aligned} T_i|_{s_i(t)} &= T_i|_{s_{i+1}(t)} = T_{mi} \\ k_{i+1} \frac{\partial T_{i+1}}{\partial x} \Big|_{s_i(t)} - k_i \frac{\partial T_i}{\partial x} \Big|_{s_i(t)} &= \rho_i L_i \frac{ds_i(t)}{dt} \end{aligned} \quad (6.35)$$

Com L_i igual ao calor latente por unidade de massa e ds/dt a velocidade da interface. As fases $i = 1$ e $i = 2$ representam as fases sólida e líquida, respetivamente. As duas condições impõem a continuidade da temperatura e o balanço energético na fronteira móvel. O caso particular aqui analisado corresponde a uma região semi-infinita de água, inicialmente com uma temperatura constante, $T_0 = 10[^\circ C]$, superior à de solidificação, $T_m = 0.0[^\circ C]$. No instante $t > 0$ a fronteira $x_L = 0$ é mantida a uma temperatura inferior à de solidificação $T_L = -20[^\circ C]$, provocando a solidificação da interface, que absorvendo uma grande quantidade de calor latente, vai avançando ao longo do domínio líquido, conforme indicado na Figura 6.8.

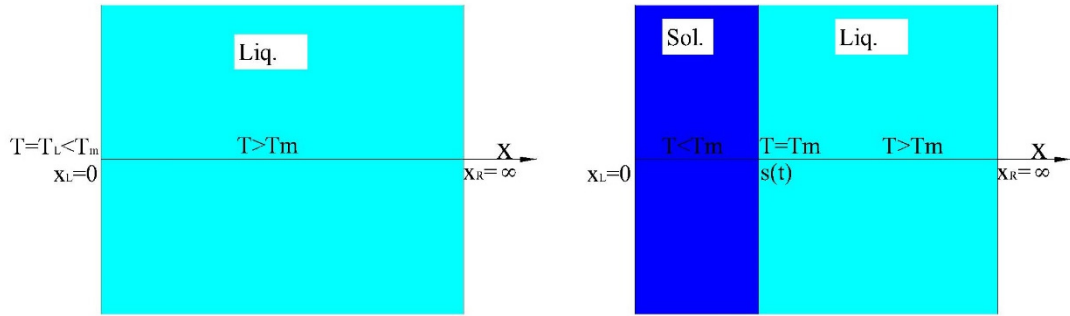


Figura 6.8 – Modelo unidimensional do problema de Stefan.

Este sistema fica completo com as seguintes condições iniciais e condições prescritas nas fronteiras fixas.

$$\begin{aligned} T_1(0, t) = T_L = -20, \quad \frac{\partial T_2}{\partial x} = 0 \quad , x \rightarrow \infty, t > 0 \\ T_1(x, 0) = T_2(x, 0) = T_0 = 10 \quad x \geq 0 \end{aligned} \quad (6.36)$$

Devido à elevada não-linearidade dos problemas com fronteira móvel, até os problemas unidimensionais se mostram de difícil implementação numérica. Do ponto de vista analítico só em casos muito particulares e de elevada simplicidade se podem obter soluções exatas. Para o problema apresentado anteriormente, considerando o domínio como semi-infinito e com massa específica igual em ambas as regiões, a solução exata é dada pelas equações (Crank, J., 1987; Mackenzie, J. A. *et al*, 2000);

$$\begin{aligned} T_s(x, t) &= T_L + (T_m - T_L) \left(\frac{\text{erf}\left(x/\sqrt{4\alpha_s t}\right)}{\text{erf}(\phi)} \right), \quad x < s(t) \\ T_l(x, t) &= T_0 + (T_m - T_0) \left(\frac{\text{erfc}\left(x/\sqrt{4\alpha_l t}\right)}{\text{erfc}(\phi\sqrt{\alpha_s/\alpha_l})} \right), \quad x > s(t) \\ s(t) &= 2\phi\sqrt{\alpha_s t} \end{aligned} \quad (6.37)$$

Com $\alpha_i = k_i/C_i$ e ϕ obtido pela solução da equação transcendental seguinte.

$$\frac{e^{-\phi^2}}{\operatorname{erf}(\phi)} + \frac{T_0 - T_m}{T_L - T_m} \frac{k_l}{k_s} \sqrt{\frac{\alpha_s}{\alpha_l}} \frac{e^{-\phi^2 \alpha_s / \alpha_l}}{\operatorname{erfc}(\phi \sqrt{\alpha_s / \alpha_l})} + \frac{\phi \rho_s L \sqrt{\pi}}{C_s (T_L - T_m)} = 0 \quad (6.38)$$

Nas equações anteriores erf representa a função erro, obtida por integração de uma distribuição normal:

$$\operatorname{erf}(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-z^2} dz \quad (6.39)$$

e erfc representa a função erro complementar, $\operatorname{erfc}(x) = 1 - \operatorname{erf}(x)$.

As propriedades físicas da água e do gelo são as consideradas por Mackenzie (Mackenzie, J. A. *et al*, 2000): $k_s = 2.22$, $k_l = 0.556$, $C_s = 1.762$, $C_l = 4.226$ e $L = 338$.

A solução numérica é obtida através do método das linhas, com refinamento de malha adaptativa prescrita pelo algoritmo de de Boor e uma aproximação da derivada espacial através de uma diferença finita central de segunda ordem. O campo de temperaturas e a posição da fronteira móvel são determinados simultaneamente, de modo acoplado, através de um processo incremental: (i) solução numérica no instante n (T^n, s^n) , (ii) equidistribuição da malha e (iii) solução numérica no instante $n + 1$ (T^{n+1}, s^{n+1}) . Para evitar instabilidades numéricas provenientes da condição inicial e da condição de fronteira, o problema é resolvido entre $0.0012 \leq t \leq 0.5$. Neste caso as condições iniciais e de fronteira para o instante inicial são fornecidos pelas soluções teóricas.

A Figura 6.9a) apresenta a evolução da malha ao longo do tempo, com um incremento de tempo $\Delta t = 0.01$ e para uma discretização espacial com $N = 80$, podendo verificar-se um maior refinamento da malha junto à fronteira móvel, onde existe uma maior variação da temperatura. Em c) e d) encontram-se representadas as soluções numéricas e analíticas da posição da fronteira móvel e do perfil de temperaturas no instante $t = 0.5$. A solução numérica permite verificar que ao fim de 0.5 [s] a fronteira móvel já se encontra na coordenada $x = 0.323[m]$.

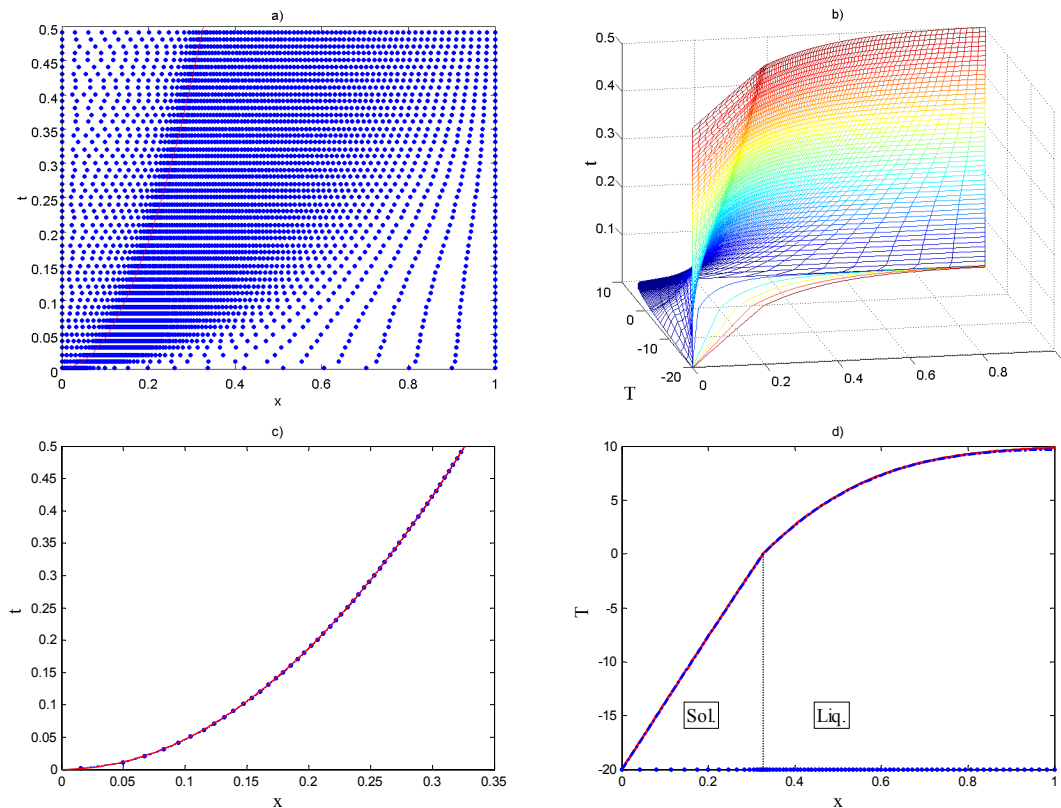


Figura 6.9 – Comparação da solução numérica e analítica do problema de Stefan. (a) Trajetórias da malha. (b) Distribuição do campo de temperaturas no domínio. (c) Posição da fronteira móvel ao longo do tempo; _ _ _ _ _ Analic, _ _ _ _ _ Numeric. (d) Perfil de temperaturas no instante $t=0.5$; _ _ _ _ _ Analic, _ _ _ _ _ Numeric.

6.3.8 Método de refinamento estático: N variável

Num processo de geração de malha adaptativa, o critério de maior relevância está em se determinar quando e em que zona do domínio é que o refinamento de malha se mostra necessário. Para este efeito, a decisão é baseada numa estimativa do erro, em que um estimador de erro, determinado com base nos valores da solução da malha atual, é comparado com um valor de erro máximo admissível. A redefinição da malha, pode ser efetuada de forma uniforme, em que todos os elementos da malha são subdivididos e dão origem a uma malha mais refinada e uniforme, ou de modo não uniforme, em que, considerando a estimativa do erro local, se subdivide unicamente os elementos que não cumprem o critério do erro máximo admissível. O segundo método mostra-se numericamente mais económico por originar malhas de dimensão mais reduzida.

Arney e Flaherty (Arney, David *et al*, 1990) desenvolveram um procedimento de geração de malha adaptativa para problemas evolutivos através da combinação do

movimento e refinamento de malha. O movimento da malha no domínio pretende capturar as características dominantes do problema, enquanto que o refinamento local dota o modelo da resolução adequada para detetar variações abruptas na solução. Este procedimento é designado de método-rh. O movimento da malha e o refinamento são controlados através da estimativa do erro local, obtido *a posteriori* pelo método de extrapolação de Richardson. A aplicação da metodologia a problemas unidimensionais permitiu concluir que a taxa de convergência é de aproximadamente o dobro das soluções obtidas em malhas fixas uniformes (Biswas, Rupak *et al*, 1993).

As estimativas de erro *a posteriori* têm sido aplicadas com grande eficiência numérica de problemas unidimensionais (Lang, Jens *et al*, 2003; Moore, P. K., 2001; Wang, R *et al*, 2004a;b). Alguns dos modelos desenvolvidos utilizam uma estimativa do erro, global e local, para condicionar o movimento da malha e o seu refinamento (Adjerid, Slimane *et al*, 1986; Chen, Ke, 1994; Flaherty, Joseph E. *et al*, 1995). Huang *et al* (Huang, Weizhang, 2001; Huang, Weizhang *et al*, 2003) apresentaram os limites assintóticos da estimativa do erro local e global de interpolação e em conjunto com o princípio da equidistribuição desenvolveram um método adaptativo de malha. Em alguns casos particulares, quando é usada uma malha com refinamentos sucessivos, é possível demonstrar que as estimativas de erro convergem para o erro exato, (Huang, Weizhang *et al*, 2011; Wang, R *et al*, 2004b)

A utilidade da implementação numérica de um processo de refinamento espacial da malha torna-se mais premente quando se trata da análise de problemas com frentes abruptas móveis, nos quais o aparecimento ou desaparecimento de uma frente obriga a uma maior ou menor discretização espacial. Adicionalmente, pela mesma ordem de razão, a existência de fronteiras móveis ou livres, envolvendo um aumento do domínio espacial, também impõe um aumento do número de nós para que não ocorra uma diminuição da precisão espacial da solução.

A utilização do método de refinamento de malha em conjunto com o método adaptativo permite alterar o número de nós da malha e garantir que o erro da solução, ou uma estimativa deste, se mantém num intervalo predeterminado. Seguindo a metodologia desenvolvida por (Hyman, J. M. *et al*, 2003) e mais tarde por (Mackenzie, J.A. *et al*, 2004) aplicada a problemas transientes, o critério de refinamento da malha é baseado numa medida da dificuldade de discretização espacial, considerado como estimador do erro, definida pela função erro:

$$\eta(t) = \left(\frac{1}{N} \int_{x_L}^{x_R} m(x,t) dx \right)^2 \quad (6.40)$$

Considerando uma tolerância estimada *a priori*, $RTOL$, e os parâmetros α e β , com $\alpha > 1$ e $0 < \beta < 1$, o objetivo é garantir que:

$$\beta.RTOL \leq \eta(t) \leq \alpha.RTOL \quad (6.41)$$

A especificação destes parâmetros é realizada de modo heurístico e dependente do problema. O número de refinamentos efetuados depende da diferença entre parâmetros. Se a diferença é grande são feitos poucos refinamentos e se esta é pequena são realizados mais refinamentos ao longo da simulação. Quando se verifica o critério anterior não é realizado qualquer refinamento da malha e aplica-se unicamente o critério da equidistribuição para adaptar a malha à solução.

Quando, após uma etapa de integração temporal, é determinado o estimador de erro, a decisão de aplicação do método-h consiste na aplicação do algoritmo seguinte.

$$\begin{aligned} & \text{if } (\eta(t) > \alpha.RTOL \text{ or } \eta(t) < \beta.RTOL) \text{ then} \\ & \quad \text{compute } N^{n+1} \\ & \quad \text{elseif } \beta.RTOL \leq \eta(t) \leq \alpha.RTOL \\ & \quad \quad N^{n+1} = N^n \\ & \quad \text{end} \end{aligned} \quad (6.42)$$

A nova dimensão da malha é definida por $N^{n+1} = N^n \cdot \sqrt{\eta(t)/RTOL}$ arredondado ao inteiro superior. Para evitar variações significativas da malha durante uma etapa de integração é imposto um valor máximo de 1.2 para o aumento do número de nós e um valor mínimo de 0.5 para a diminuição do número de nós. Após o cálculo do novo número de nós: (i) a solução u^n é interpolada para a nova malha, (ii) equidistribuição da malha pelo algoritmo de de Boor e (iii) recalculada a integração temporal anterior com a nova malha e solução.

Na Figura 6.10 e na Figura 6.11 são apresentados os resultados da aplicação do método de refinamento r-h aos problemas descritos nas secções anteriores. O problema de Burger é

analisado com uma malha inicial de 81 nós e com os parâmetros: $RTOL = 2.5e^{-3}$, $\beta = 0.8$ e $\alpha = 1.2$. Ao problema de Stefan é aplicada uma malha inicial também de 81 nós com $RTOL = 10e^{-3}$, $\beta = 0.9$ e $\alpha = 1.2$.

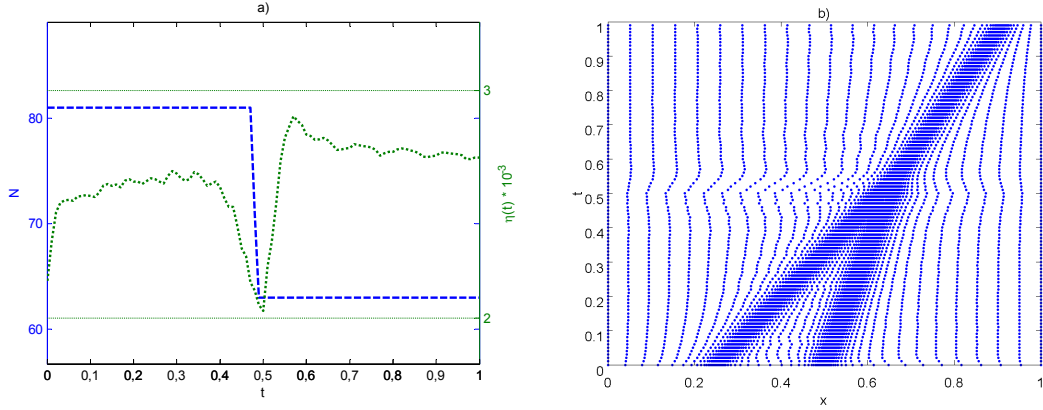


Figura 6.10 – Resultados da aplicação do método r-h aplicado à equação de Burger ($\mu = 1e^{-3}$ e $N^0=81$). a) Evolução do estimador de erro e do numero de nós. b) Evolução espacial da malha com o tempo.

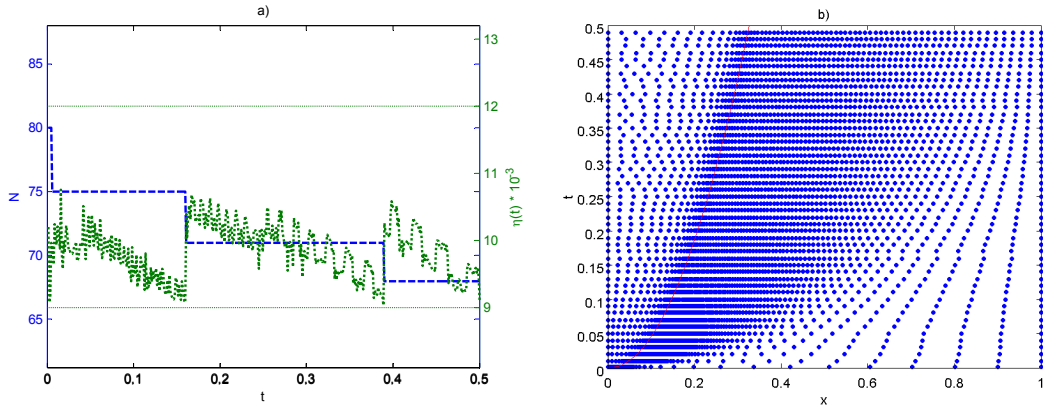


Figura 6.11 - Resultados da aplicação do método r-h aplicado ao problema de Stefan ($N^0=81$). a) Evolução do estimador de erro e do numero de nós. b) Evolução espacial da malha com o tempo.

Quando as duas ondas do problema de Burger se unem deixa de ser necessária uma discretização espacial refinada em duas zonas do domínio, podendo manter-se uma precisão numérica equivalente com um menor número de nós, $N = 63$. Após este ponto verifica-se que o estimador de erro se mantém aproximadamente constante.

Relativamente ao problema de Stefan, a dimensão da malha inicial só é utilizada nos primeiros incrementos de tempo, passando para $N = 75$ no instante $t = 0.0048[s]$, para $N = 71$ no instante $t = 0.1596[s]$ e para $N = 68$ no instante $t = 0.3888[s]$. Como o perfil de temperaturas em ambas as fases é tendencialmente linear, é de esperar um contínuo decréscimo do número de nós necessário para a discretização espacial.

Os resultados da aplicação do método numérico aos problemas apresentados permite concluir da sua aplicabilidade a problemas transientes com domínio espacial fixo ou caracterizado por fronteiras móveis.

6.4 Aproximação pelo método das diferenças finitas

A resolução das equações diferenciais de conservação de energia e de massa no domínio espacial do material de proteção e do aço é conduzida pelo método das diferenças finitas. A sua utilização é justificada pela sua simplicidade e facilidade de implementação, particularmente em malhas estruturadas unidimensionais (1D). O domínio contínuo é discretizado fisicamente num conjunto de pontos, que formam as diferenças finitas, e a solução da equação diferencial é obtida através de uma solução aproximada com os valores nodais da variável pretendida, $u_i \approx u(x_i)$, $i = 1, \dots, N$. Estas diferenças finitas podem ser uniformes ou não uniformes, ver a Figura 6.12, quando o espaçamento entre os pontos do domínio é ou não constante (Özisik, M Necati, 1993).

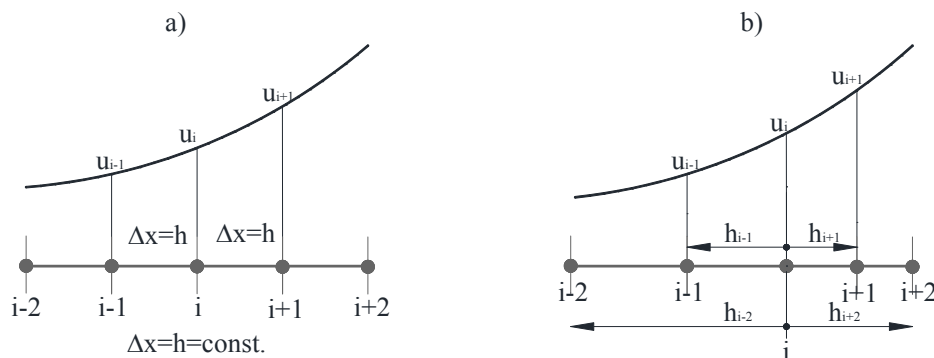


Figura 6.12 – Discretização de uma função $u(x)$ pelo método das diferenças. a) Diferenças finitas uniformes. b) Diferenças finitas não uniformes.

A expansão em série de Taylor pode ser usada para aproximar as derivadas de $u(x)$ em ordem a x . Expandindo $u(x)$ em relação à coordenada do ponto x_i , e assumindo por simplificação uma discretização espacial uniforme, tem-se:

$$u(x_i + \Delta x) = u(x_i) + \Delta x \left. \frac{\partial u}{\partial x} \right|_{x_i} + \frac{\Delta x^2}{2} \left. \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \right|_{x_i} + \frac{\Delta x^3}{3!} \left. \frac{\partial^3 u}{\partial x^3} \right|_{x_i} + \dots \quad (6.43)$$

Resolvendo em ordem à primeira derivada no ponto x_i ,

$$u_x(x_i) = \frac{\partial u}{\partial x} \Big|_{x_i} = \frac{u(x_i + \Delta x) - u(x_i)}{\Delta x} - \frac{\Delta x}{2} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \Big|_{x_i} - \frac{\Delta x}{3!} \frac{\partial^3 u}{\partial x^3} \Big|_{x_i} + \dots \quad (6.44)$$

Esta equação, apresentada na forma compacta na equação (6.45), denominada de diferença finita à frente, permite aproximar a primeira derivada com um erro de truncatura de primeira ordem.

$$u_x = \frac{u_{i+1} - u_i}{\Delta x} + O(\Delta x) \quad (6.45)$$

A aproximação de Taylor aplicada à informação da função da diferença finita precedente, apresentada na equação (6.46), conduz do mesmo modo a uma aproximação da primeira derivada (6.47), mas a partir do valor da função na diferença finita anterior.

$$u_{i-1} = u_i - \Delta x \frac{\partial u}{\partial x} \Big|_{x_i} + \frac{\Delta x^2}{2} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \Big|_{x_i} - \frac{\Delta x^3}{3!} \frac{\partial^3 u}{\partial x^3} \Big|_{x_i} + \dots \quad (6.46)$$

$$u_x = \frac{u_i - u_{i-1}}{\Delta x} + O(\Delta x) \quad (6.47)$$

A aproximação anterior é denominada de diferença finita atrás, e assim como a diferença finita à frente, tem um erro de truncatura de primeira ordem. Com a manipulação das aproximações de Taylor, subtraindo (6.46) à (6.43), é possível desenvolver uma aproximação da primeira derivada, conhecida como diferença finita central de três pontos, que possui um erro de truncatura de segunda ordem, apresentada na equação seguinte.

$$u_x = \frac{u_{i+1} - u_{i-1}}{2\Delta x} + O(\Delta x^2) \quad (6.48)$$

Aproximações por diferenças finitas das derivadas de ordem superior podem ser desenvolvidas pela manipulação das expansões de Taylor apresentadas. Somando a equação (6.46) à (6.43) obtém-se

$$u_{i+1} + u_{i-1} = 2u_i + \Delta x^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \Big|_{x_i} + \frac{2\Delta x^4}{4!} \frac{\partial^4 u}{\partial x^4} \Big|_{x_i} + \dots, \quad (6.49)$$

que pode ser utilizada para aproximar a segunda derivada com um erro de truncatura de segunda ordem.

$$u_{xx} = \frac{u_{i+1} - 2u_i + u_{i-1}}{\Delta x^2} + O(\Delta x^2) \quad (6.50)$$

No caso da utilização de diferenças finitas não uniformes, a expansão em série de Taylor da função $u(x)$ no ponto i à frente e atrás, é, respetivamente:

$$\begin{aligned} u_{i+1} &= u_i + h_{i+1} \frac{\partial u}{\partial x} \Big|_{x_i} + \frac{h_{i+1}^2}{2} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \Big|_{x_i} + \frac{h_{i+1}^3}{3!} \frac{\partial^3 u}{\partial x^3} \Big|_{x_i} + \dots \\ u_{i-1} &= u_i + h_{i-1} \frac{\partial u}{\partial x} \Big|_{x_i} + \frac{h_{i-1}^2}{2} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \Big|_{x_i} + \frac{h_{i-1}^3}{3!} \frac{\partial^3 u}{\partial x^3} \Big|_{x_i} + \dots \end{aligned} \quad (6.51)$$

Multiplicando as equações por h_{i-1}^2 e h_{i+1}^2 , respetivamente e subtraindo as resultantes, pode-se obter uma aproximação para a primeira derivada da função.

$$u_x = \frac{-h_{i+1}^2}{h_{i+1}h_{i-1}^2 - h_{i-1}h_{i+1}^2} u_{i-1} + \frac{h_{i+1}^2 - h_{i-1}^2}{h_{i+1}h_{i-1}^2 - h_{i-1}h_{i+1}^2} u_i + \frac{h_{i-1}^2}{h_{i+1}h_{i-1}^2 - h_{i-1}h_{i+1}^2} u_{i+1} \quad (6.52)$$

De uma forma similar, anulando ambos os termos que contêm a primeira derivada, pode-se obter uma aproximação para a segunda derivada, resultando na equação seguinte.

$$u_{xx} = \frac{2h_{i+1}}{h_{i+1}h_{i-1}^2 - h_{i-1}h_{i+1}^2} u_{i-1} + \frac{-2(h_{i+1} - h_{i-1})}{h_{i+1}h_{i-1}^2 - h_{i-1}h_{i+1}^2} u_i + \frac{-2h_{i-1}}{h_{i+1}h_{i-1}^2 - h_{i-1}h_{i+1}^2} u_{i+1} \quad (6.53)$$

As duas equações anteriores são diferenças finitas centrais com uma aproximação de segunda ordem e pela sua generalidade podem ser aplicadas em diferenças finitas uniformes e não uniformes. Facilmente se verifica que estas equações se degeneram nas equações (6.48) e (6.50), válidas para malhas uniformes.

Tratando-se de diferenças finitas centrais, a aplicação das aproximações da primeira e da segunda derivadas ao primeiro e último pontos obriga à utilização de artifícios numéricos, baseados em pontos fictícios à esquerda e à direita do domínio, (Özisik, M Necati, 1993), ou na utilização de diferentes aproximações. Para garantir a mesma ordem de aproximação e de procedimento para todos os pontos da malha, a primeira e segunda derivadas do primeiro e do último ponto são aproximadas com diferenças finitas de três pontos à frente e atrás, respetivamente, segundo as expressões seguintes, (Sanmiguel-Rojas, E. *et al*, 2005; Wouwer, A. V. *et al*, 2003).

$$u_x|_{i=1} = s_i u_i + n_i u_{i+1} + p_i u_{i+2}, \quad \begin{cases} n_i = \frac{-h_{i+2}}{h_{i+1}(h_{i+1} - h_{i+2})} \\ p_i = \frac{-h_{i+1}}{h_{i+2}(h_{i+1} - h_{i+2})} \\ s_i = -(n_i + p_i) \end{cases} \quad (6.54)$$

$$u_x|_{i=N} = s_i u_i + m_i u_{i-1} + p_i u_{i-2}, \quad \begin{cases} m_i = \frac{-h_{i-2}}{h_{i-1}(h_{i-1} - h_{i-2})} \\ p_i = \frac{-h_{i-1}}{h_{i-2}(h_{i-1} - h_{i-2})} \\ s_i = -(m_i + p_i) \end{cases}$$

$$u_{xx}|_{i=1} = s_i u_i + n_i u_{i+1} + p_i u_{i+2} + q_i u_{i+3}, \quad \begin{cases} n_i = \frac{-2(h_{i+2} + h_{i+3})}{(-h_{i+2}h_{i+1} + h_{i+2}h_{i+3} + h_{i+1}^2 - h_{i+3}h_{i+1})h_{i+1}} \\ p_i = \frac{2(h_{i+1} + h_{i+3})}{(-h_{i+3}h_{i+1} + h_{i+2}h_{i+1} - h_{i+2}^2 + h_{i+2}h_{i+3})h_{i+2}} \\ q_i = \frac{-2(h_{i+1} + h_{i+2})}{(-h_{i+3}h_{i+1} + h_{i+2}h_{i+1} + h_{i+3}^2 - h_{i+2}h_{i+3})h_{i+3}} \\ s_i = -(n_i + p_i + q_i) \end{cases} \quad (6.55)$$

$$u_{xx}|_{i=N} = s_i u_i + m_i u_{i-1} + p_i u_{i-2} + q_i u_{i-3}, \quad \begin{cases} n_i = \frac{-2(h_{i-2} + h_{i-3})}{(-h_{i-2}h_{i-1} + h_{i-2}h_{i-3} + h_{i-1}^2 - h_{i-3}h_{i-1})h_{i-1}} \\ p_i = \frac{2(h_{i-1} + h_{i-3})}{(-h_{i-3}h_{i-1} + h_{i-2}h_{i-1} - h_{i-2}^2 + h_{i-2}h_{i-3})h_{i-2}} \\ q_i = \frac{-2(h_{i-1} + h_{i-2})}{(-h_{i-3}h_{i-1} + h_{i-2}h_{i-1} + h_{i+3}^2 - h_{i-2}h_{i-3})h_{i-3}} \\ s_i = -(m_i + p_i + q_i) \end{cases}$$

A implementação computacional das derivadas espaciais, de primeira e segunda ordem, de uma função é calculada recorrendo ao conceito da matriz de diferenciação (D), cujos coeficientes são determinados pelos pesos dos pontos de cada aproximação. Assim,

considerando como exemplo uma malha uniforme de espaçamento h , a derivada espacial de primeira ordem da função $u(x)$, é determinada pela equação (6.56).

$$u_x = D_1 u = \frac{1}{2h} \begin{bmatrix} -3 & 4 & -1 & 0 & \cdots & \cdots & 0 \\ -1 & 0 & 1 & 0 & \cdots & \cdots & 0 \\ & & & \cdots & & & \\ 0 & & -1 & 0 & 1 & \cdots & 0 \\ & & & \cdots & & & \\ 0 & \cdots & \cdots & 0 & -1 & 0 & 1 \\ 0 & \cdots & \cdots & 0 & 1 & -4 & 3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \cdots \\ u_i \\ \cdots \\ u_{N-1} \\ u_N \end{bmatrix} \quad (6.56)$$

Deste modo, o cálculo da derivada de uma função é realizado numericamente através de uma simples operação matricial. No caso de se pretender uma aproximação de maior ou menor ordem, torna-se necessário alterar os coeficientes da matriz, utilizando por exemplo a metodologia de Fornberg (Fornberg, Bengt, 1988;1998) que utiliza um algoritmo para cálculo dos coeficientes das fórmulas de diferenças finitas de ordem arbitrária, em malhas espaciais uniformes e não uniformes.

Para a derivada de segunda ordem é constituída uma matriz equivalente à anterior, com os respetivos coeficientes das formulas da segunda derivada, e esta calculada por $u_{xx} = D_2 u$. Em alternativa a esta solução, a segunda derivada pode ser obtida por diferenciação sucessiva, utilizando consecutivamente a matriz D_1 : $u_x = D_1 u$, $u_{xx} = D_1 u_x$ equivalente a $u_{xx} = D_1 (D_1 u)$. A simplicidade da implementação computacional aliada à necessária qualidade da aproximação permite o cálculo de derivadas de ordem superior através da diferenciação sucessiva das derivadas de ordem inferior, isto é: $u_{xxx} \approx (u_{xx})_x \approx ((u_x)_x)_x$, (Saucez, P. *et al*, 2004).

Este procedimento de diferenciação sucessiva conduz, no entanto, a uma perda da ordem da aproximação em cada etapa, mas mostra-se como a melhor opção para a aproximação numérica de fluxos com termos difusivos não lineares (Wouwer, A. V. *et al*, 2003). Considerando como exemplo o caso da equação da condução de calor do aço, em que a condutividade térmica do aço é função da temperatura, o segundo membro da equação (6.79) é aproximado de acordo com a operação matricial seguinte.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k_s \frac{\partial T}{\partial x} \right) \approx D_1 [k_s (D_1 T)] \quad (6.57)$$

6.4.1 Integração no tempo

A utilização do MOL, após a aplicação do método das diferenças finitas aos operadores diferenciais no espaço, implica a resolução de um sistema de ODEs no tempo, representado pela equação (6.1).

Quando é utilizado o método explícito de Euler para resolver a integração no tempo, o incremento de tempo deve estar limitado de modo a verificar-se o critério de estabilidade do método. Este critério de estabilidade é conhecido como condição CFL em reconhecimento do trabalho dos autores Courant, Friedrichs e Lewy no ano de 1928, (Hundsdorfer, Willem, Verwer, Jan G., 2003). Considerando uma equação diferencial com termos convectivos e difusivos, do tipo $u_t + au_x = du_{xx}$, e uma aproximação espacial por diferenças finitas centrais, a condição de estabilidade do método numérico requer que $\nu^2 \leq 2\mu \leq 1$, com $\mu = d\Delta t/h^2$ e $\nu = a\Delta t/h$. Daqui resulta o incremento temporal máximo do processo de integração, determinado por $\Delta t = \min(2d/a^2, h^2/2d)$, (Hundsdorfer, Willem, Verwer, Jan G., 2003), pág. 106. Esta condição pode ser representada fisicamente como uma fração do tempo que a difusão da onda de calor demora a percorrer uma diferença finita de comprimento h . Verifica-se, no entanto, que esta restrição da evolução no tempo dependente do valor quadrático da diferença finita espacial é muito restritiva, originando tempos de cálculo muito elevados, especialmente quando se pretende integrar por um período de tempo longo.

6.5 Modelo numérico do processo de intumescência

Quando um material polimérico é sujeito a um fluxo de calor numa das superfícies ocorre a sua degradação térmica. Com a libertação contínua dos gases voláteis e dependendo da constituição molecular do material sólido, pode-se dar a conversão total do material sólido em gás ou por pirólise do material virgem, após a libertação de todos os gases voláteis, dar origem a uma nova camada de material na vizinhança da zona aquecida. Esta nova camada possui normalmente uma estrutura celular composta por gases e por um material carbonoso.

A degradação contínua do material virgem é acompanhada por uma contração do volume inicial, como por exemplo no processo de combustão de biomassa e em particular da madeira (Di Blasi, C., 1996), ou por uma expansão (ou intumescência) do volume inicial, tendo como exemplo a degradação das tintas intumescentes, (Anderson, C. E. *et al*, 1985; Buckmaster, J. *et al*, 1986; Di Blasi, C. *et al*, 2001).

Embora alguns autores subdividam o volume em três camadas distintas, camada virgem, de pirólise e carbonosa, a segunda é geralmente considerada muito fina ou até infinitamente pequena (Bourbigot, S. *et al*, 1999; Jia, F. *et al*, 1999), representativa da formação dos compostos gasosos e descrita numericamente através da condição de Stefan. Em alternativa ao comportamento anterior a decomposição da tinta pode ser ativa a uma temperatura crítica predefinida e os gases formados libertados instantaneamente e completamente (Staggs, J. E. J., 1997), ou continuamente no tempo até o consumo de toda a camada virgem, (Gillet, M. *et al*, 2007).

Devido aos gradientes de pressão, o fluxo dos gases produzidos durante a pirólise é forçado a seguir o sentido do material virgem ou da camada carbonosa. No entanto, como a camada carbonosa possui uma resistência inferior ao escoamento do gás, com uma permeabilidade inferior, este flui essencialmente no sentido da superfície aquecida, (Di Blasi, C., 1993).

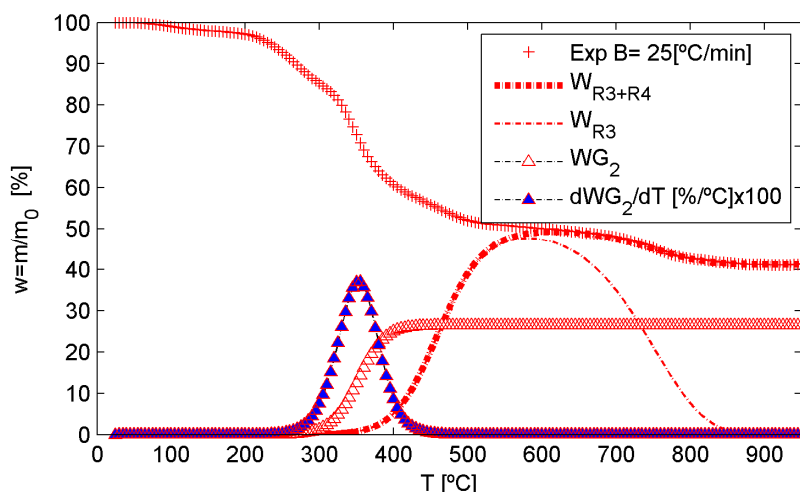
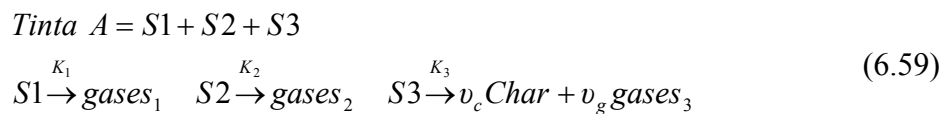
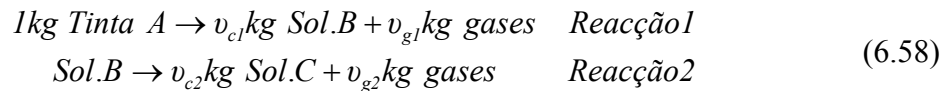


Figura 6.13 – Produção do resíduo carbonoso (R3+R4) e dos gases da reação 2 (WG2) e sua derivada da tinta A sujeita a uma taxa de aquecimento de 25 [°C/min].

Quando a proteção intumescente entra em contacto com os gases quentes provenientes de um incêndio, começa a formar bolhas, originando uma expansão volumétrica com perda

de massa. Esta camada carbonosa, de baixa densidade e porosa, proporciona uma redução da transferência de calor à camada virgem de tinta subjacente e, portanto, para o substrato. Esta reação é apresentada na Figura 6.13 que apresenta a produção dos componentes WG2 e sua derivada, e dos resíduos carbonosos da tinta A para uma taxa de aquecimento de 25 [°C/min].

O processo, a interação das reações químicas e seus produtos que ocorrem entre os componentes ativos presentes na formulação das tintas intumescentes ainda não são totalmente conhecidos, pelo que os modelos de comportamento, mecanismos de reação e os parâmetros cinéticos utilizados nos modelos numéricos são, quase exclusivamente, determinados experimentalmente. A termogravimetria e os testes realizados em calorímetro de cone são os métodos experimentais utilizados com mais frequência, (Jimenez, M. *et al*, 2009; Lautenberger, C. *et al*, 2009). A complexidade dos mecanismos de reação leva à utilização de modelos mais ou menos simplificados definidos por uma única reação ou duas etapas de decomposição (6.58) a modelos mais complexos definidos pela degradação dos componentes principais da tinta (6.59), como definido por Di Blasi (Di Blasi, C., 2004). A aplicação deste último necessita do peso mássico de cada componente na formulação da tinta, os quais, por razões de confidencialidade e de propriedade, normalmente não são divulgados pelos fabricantes das tintas.



No modelo de Di Blasi (Di Blasi, C., 2004), a decomposição dos componentes principais da tinta S1, S2 e S3, com pesos mássicos iniciais: $Y10 = 0.28$, $Y20 = 0.17$ e $Y30 = 0.55$, é definida por três reações independentes estabelecidas pela equação de Arrhenius: $K_i = A_i \exp(-E_i/RT)$, $i = 1, \dots, 3$. Onde E é a energia de ativação, A é o fator pré-exponencial e R a constante dos gases perfeitos. Os valores utilizados na análise numérica são os apresentados por Di Blasi (Di Blasi, C., 2004).

6.5.1 Equação da conservação de massa

A equação de conservação da massa de um determinado componente, sólido ou gasoso, pode ser determinada através de um balanço mássico de um volume de controlo, considerando que a taxa de variação da massa no interior do volume de controlo é função da taxa de fluxo de massa e da produção ou perda de massa resultante das reações químicas.

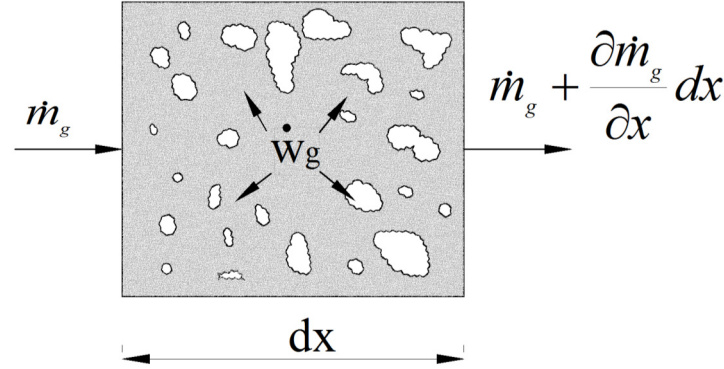


Figura 6.14 - Conservação da massa num volume de controlo.

Assim, a equação da continuidade para a massa de gás é definida por:

$$\frac{\partial m_g}{\partial t} = \dot{m}_g - \left(\dot{m}_g + \frac{\partial \dot{m}_g}{\partial x} dx \right) + \dot{w}_g \quad (6.60)$$

em que \dot{w}_g representa a produção de massa de gás e \dot{m}_g a taxa do fluxo de massa no volume de controlo.

Considerando que o escoamento de gás se dá ao longo da camada intumescente, com uma porosidade φ , no qual o volume de gás se relaciona com o volume total através da relação $V_g = \varphi V$ e o volume de massa sólida por $V_s = (1 - \varphi)V$, a massa de gás no volume de controlo é determinada por $m_g = \rho_g \varphi V$. A taxa de fluxo de massa também se relaciona com a velocidade do escoamento de gás (u) pela relação $\dot{m}_g = u_g \rho_g A$.

A equação da continuidade da massa de gás no volume de controlo fica assim definida pela seguinte equação.

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho_g \phi V)}{\partial t} &= -\frac{\partial(u_g \rho_g A)}{\partial x} dx + \dot{w}_g \\ (u_g \rho_g)_i &= (u_g \rho_g)_{i-1} + \left(\dot{w}_g - \frac{\partial(m_g)}{\partial t} \right) \end{aligned} \quad (6.61)$$

A utilização de uma diferença finita atrás no tempo permite a determinação do fluxo mássico de gás ao longo da diferença finita, em função da produção de gás e da acumulação no interior dos poros responsável pela expansão do volume de controlo. Durante o processo de intumescência, a massa de gás proveniente da decomposição do componente Ws2 fica retida no volume de controlo. Só após a obtenção da expansão máxima, $E=E_{\text{máx}}$, a massa de gás excedente flui para o volume de controlo adjacente. Em alternativa, o escoamento dos gases no meio poroso pode ser determinado pela equação de Darcy, segundo a equação (6.62), requerendo a especificação da permeabilidade do meio, K , e da viscosidade dinâmica do gás.

$$u_g = -\frac{K}{\mu} \frac{\partial P}{\partial x} \quad (6.62)$$

Considerando que os gases presentes no meio poroso do intumescente se comportam como gases perfeitos, as propriedades termodinâmicas são relacionadas pela equação dos gases perfeitos, assumindo as propriedades dos gases iguais às do ar.

$$\rho_g = \frac{M_g}{R} \frac{P(x,t)}{T_g(x,t)} \quad (6.63)$$

A substituição das equações (6.62) e (6.63) na equação da continuidade do gás, equação (6.60), permite chegar a uma expressão para o cálculo do campo de pressão no domínio do intumescente em função do campo de temperaturas.

$$\frac{M_g}{RT} \frac{\partial \phi P}{\partial t} = \rho_g \phi \left(\frac{1}{T} \frac{\partial T}{\partial t} - \frac{1}{V} \frac{\partial V}{\partial t} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho_g \frac{K}{\mu} \frac{\partial P}{\partial x} \right) + \frac{\dot{w}_g}{V} \quad (6.64)$$

A quantidade de massa sólida existente no volume de controlo depende da massa inicial e do mecanismo de decomposição adotado. Assim, o modelo de transferência de calor

e do comportamento do intumescente deverá estar totalmente acoplado ao modelo de decomposição térmica desenvolvido no Capítulo 3 e apresentado na equação 3.22.

À medida que os três componentes iniciais da tinta se vão decompondo nos seus produtos secundários, a massa de tinta virgem e a sua espessura diminui com o tempo (ou temperatura). A massa de tinta virgem existente num instante t é determinada por $m_v = m_{v,0}(w_{s1} + w_{s2} + w_{s3})$, pelo que, conhecendo-se a sua massa específica é possível determinar-se o volume ocupado por este componente através de uma das equações seguintes.

$$\begin{aligned} dx_v &= dx_0(w_{s1} + w_{s2} + w_{s3}) \\ \frac{d}{dt}(dx_v) &= -dx_0 \left(w_{s10} \frac{d\alpha_1}{dt} + w_{s20} \frac{d\alpha_2}{dt} + w_{s30} \frac{d\alpha_3}{dt} \right) \end{aligned} \quad (6.65)$$

Com a discretização do domínio em diferenças finitas, a fronteira móvel pode ser determinada pelo do somatório de todas as espessuras dx_v do domínio: $s(t) = \sum dx_v$.

A massa da camada carbonosa, correspondente aos resíduos R3 e R4, existente num volume de controlo é determinada pela equação (6.66).

$$m_c = m_{v,0}[\nu_{R3}(\alpha_3 - \alpha_4) + \nu_{R4}\alpha_4] \quad (6.66)$$

Desprezando a massa de gás existente no meio poroso, a massa sólida total existente numa diferença finita de dimensão dx e com massa inicial $m_{v,0}$, é determinada por

$$m_s = m_{v,0}(w_{s1} + w_{s2} + w_{s3}) + m_{v,0}[\nu_{R3}(\alpha_3 - \alpha_4) + \nu_{R4}\alpha_4], \quad (6.67)$$

ou pela sua forma diferencial, definida pela equação seguinte.

$$\frac{dm_s}{dt} = -m_{v,0} \sum_{i=1}^3 w_{si0} \frac{d\alpha_i}{dt} + m_{v,0} \nu_{R3} \left(\frac{d\alpha_3}{dt} - \frac{d\alpha_4}{dt} \right) + m_{v,0} \nu_{R4} \frac{d\alpha_4}{dt}, \quad (6.68)$$

O espaço ocupado pelo material carbonoso pode ser determinado pela expressão seguinte, considerando que a massa específica de cada um dos resíduos, R3 e R4, é determinada por: $\chi_{v/Ri} = \rho_v / \rho_{Ri}$.

$$dx_R = V_R / A = dx_0 [\chi_{v/R3} \nu_{R3} (\alpha_3 - \alpha_4) + \chi_{v/R4} \nu_{R4} \alpha_4] \quad (6.69)$$

O volume total da camada intumescente deverá considerar ainda o volume ocupado pelos gases provenientes da decomposição do componente Ws2, que determinado através da equação dos gases perfeitos, resulta em:

$$dx_g = V_g / A = dx_0 \rho_v W_{S20} \alpha_2 \frac{RT_g}{M_g P} \quad (6.70)$$

No seguimento do exposto no capítulo 3, admite-se que o volume de gás obtido através da segunda etapa de decomposição contribui diretamente para a expansão da camada intumescente. A soma da espessura de tinta virgem mais a variação de volume proveniente da diferença das densidades entre a massa de tinta virgem e os resíduos R3 e R4 mais o volume ocupado pelos gases de expansão não deverá ser superior ao valor máximo da expansão do intumescente registado nos ensaios experimentais: $dx_T / dx_0 \leq E_{\max}$.

Assim a expansão fica definida pela expressão seguinte.

$$E = \frac{dx_s + dx_g}{dx_0} = (w_{s1} + w_{s2} + w_{s3}) + [\chi_{v/R3} \nu_{R3} (\alpha_3 - \alpha_4) + \chi_{v/R4} \nu_{R4} \alpha_4] + \rho_v W_{S20} \alpha_2 \frac{RT_g}{M_g P} \leq E_{\max} \quad (6.71)$$

Para uma situação de regime estacionário ($t \rightarrow \infty$), após ocorrer a decomposição térmica de todos os componentes iniciais da tinta e a oxidação do resíduo primário, é possível obter-se uma estimativa da contribuição do material carbonoso e dos gases para a expansão total, $E(\infty) = \rho_v / \rho_{R4} \nu_{R4} + \rho_v / \rho_g W_{S20}$. Assim pode-se verificar que o resíduo possui uma contribuição de aproximadamente 2 vezes para a expansão e os gases produzidos aproximadamente 300 vezes. De fato este ultimo valor é excessivo e até irrealista, já que a expansão máxima experimental encontrada está compreendida entre 50 a 70 vezes a espessura inicial. Não sendo possível definir um modelo termomecânico exato do comportamento do intumescente, torna-se necessário limitar a contribuição dos gases produzidos para a expansão ou, através da execução de ensaios experimentais, especificar o valor máximo da expansão da tinta.

Pelo apresentado, considera-se que o volume de gás excedente que não contribui para a expansão flui pelo meio poroso até ao exterior da camada intumescente. A espessura da diferença finita i fica definida por:

$$dx_i = dx_s + dx_g \quad \text{com} \quad dx_i \leq E_{\max} dx_0. \quad (6.72)$$

Esta imposição de um limite à expansão de cada diferença finita, semelhante à expansão máxima de toda a camada intumescente, traduz-se numa contribuição igual de todas as diferenças finitas para a expansão total.

A porosidade da camada intumescente é determinada pela equação seguinte.

$$\varphi_i = 1 - \frac{dx_s}{dx_i}. \quad (6.73)$$

A produção de massa de gás no interior do volume de controlo, referida na equação da continuidade (6.61), inclui a decomposição dos componentes iniciais da tinta e a perda de massa resultante da oxidação do resíduo R3 ($m_g = m_{v,0} - m_s$). A taxa de produção é assim determinada pela equação seguinte.

$$\dot{w}_g = -\frac{dm_s}{dt} = m_{v,0} \left[\sum_{i=1}^3 w_{si0} \frac{d\alpha_i}{dt} - \nu_{R3} \left(\frac{d\alpha_3}{dt} - \frac{d\alpha_4}{dt} \right) - \nu_{R4} \frac{d\alpha_4}{dt} \right] \quad (6.74)$$

6.5.2 Equação da conservação da energia

O balanço de energia de um elemento de volume sujeito a um processo transiente, implica que, num determinado instante, sejam conhecidas as componentes da energia mecânica e térmica que entram, E_i , e saem, E_o , pelas superfícies de controlo do mesmo. Adicionalmente, a energia acumulada no volume de controlo, E_{st} , é determinada pela diferença das componentes anteriores mais a energia produzida, ou consumida, E_g , resultando em: $E_{st} = E_i - E_o + E_g$.

Desprezando as componentes de energia devidas ao trabalho das forças de volume, a energia potencial e a energia cinética, assume-se que as componentes com maior influência

no processo térmico do intumescente, as devidas à transferência de calor e de massa, cujas componentes são as apresentadas no volume de controlo da Figura 6.15.

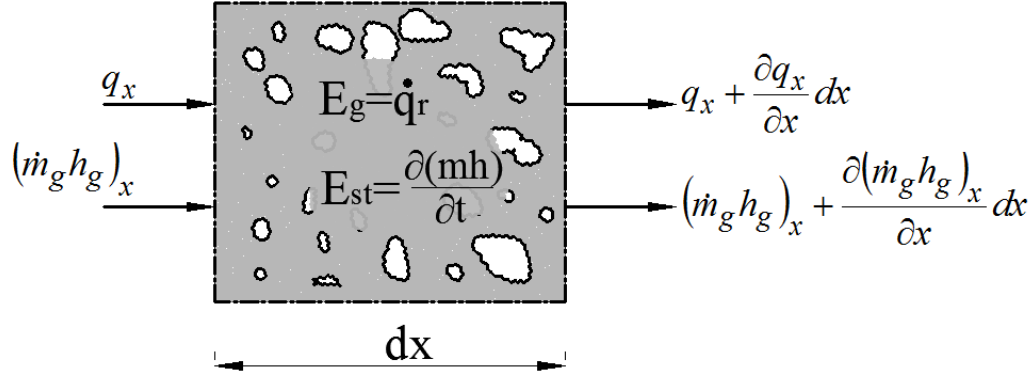


Figura 6.15 - Conservação da energia num volume de controlo.

Somando todas as componentes apresentadas, e sabendo que o fluxo de massa que entra no volume de controlo é dado por $\rho_g u_g dydz$, o balanço de energia é definido pela equação (6.75).

$$\frac{\partial}{\partial t}(mh) = -\frac{\partial(\rho_g u_g dydz h_g)}{\partial x} dx - \frac{\partial q_x}{\partial x} dx + \dot{q}_r \quad (6.75)$$

A entalpia h das componentes da massa de sólido ou de gás pode ser aproximada por $c_p T$, enquanto que o fluxo de calor por condução q_x é determinado pela Lei de Fourier, $q_x = -kA \partial T / \partial x$. O último termo da equação representa a produção ou a absorção de energia, consoante se trate de reações exotérmicas ($\Delta H > 0$) ou endotérmicas ($\Delta H < 0$), respetivamente, determinada pela entalpia de reação dos componentes iniciais da tinta e da reação secundária do resíduo carbonoso, e pela taxa de perda de massa de acordo com a equação seguinte.

$$\dot{q}_r = \sum \Delta H_j \frac{\partial m_j}{\partial t}, \quad j = 1, 2, 3, R3 \quad (6.76)$$

Após o início do processo de decomposição da tinta, um volume de controlo, V , é composto por uma fração sólida, $V_s = (1 - \phi)V$, e por uma fração de gás definida por

$V_g = \phi V$. A fração de massa de componentes sólidos engloba os componentes iniciais da formulação da tinta (W_{s1} , W_{s2} e W_{s3}), a massa do resíduo R3 e do resíduo R4. A massa de gás é obtida através da porosidade do volume e pela equação de estado, que varia por sua vez com as condições de temperatura. Assumindo que no interior do volume de controlo, composto por diferentes componentes sólidos e por gás, todos os elementos se encontram à mesma temperatura, existindo equilíbrio térmico, a equação da energia pode ser representada por:

$$m_{v,0} \frac{\partial}{\partial t} \left(\left[\sum_{i=1}^3 w_{si} c_{pi} + \nu_{R3} (\alpha_3 - \alpha_4) c_{pR3} + \nu_{R4} \alpha_4 c_{pR4} \right] T \right) + \frac{\partial}{\partial t} \left(\rho_g \phi A dx c_{pg} T \right) =$$

$$= - \frac{\partial \rho_g u_g A c_{pg} T}{\partial x} dx + \frac{\partial}{\partial x} \left(k_{eff} A \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx + \dot{q}_r \quad (6.77)$$

Os dois termos do primeiro membro da equação representam a energia acumulada na massa sólida e de gás. O segundo membro representa a convecção do fluxo de gás que passa na camada intumescente porosa, o fluxo de calor por condução na matéria sólida e de gás e a energia absorvida e/ou produzida pelas reações químicas.

Considerando que a expansão do intumescente só ocorre na direção normal à área protegida, segundo a direção x , a expansão ou a contração do intumescente no plano é desprezada, resultando da simplificação da equação (6.77) a equação seguinte. A massa de tinta virgem deve ser determinada por unidade de área da diferença finita.

$$m_{v,0} \frac{\partial}{\partial t} \left(\left[\sum_{i=1}^3 w_{si} c_{pi} + \nu_{R3} (\alpha_3 - \alpha_4) c_{pR3} + \nu_{R4} \alpha_4 c_{pR4} \right] T \right) + \frac{\partial}{\partial t} \left(\rho_g \phi A dx c_{pg} T \right) =$$

$$= - \frac{\partial \rho_g u_g A c_{pg} T}{\partial x} dx + \frac{\partial}{\partial x} \left(k_{eff} A \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx + m_{v,0} \left[\sum_{i=1}^3 w_{si0} \Delta H_i \frac{\partial \alpha_i}{\partial t} + \nu_{R3} \Delta H_{R3} \frac{\partial \alpha_4}{\partial t} \right] \quad (6.78)$$

A equação da energia para o substrato pode ser desenvolvida a partir da equação (6.75) considerando o mecanismo de condução como único meio de transferência de calor.

$$\frac{\partial \rho_s c_{ps} T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_s \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (6.79)$$

6.5.3 Condições iniciais e de fronteira

A exposição da tinta intumescente a condições de origem térmica provenientes de uma situação de incêndio, definida pela curva de incêndio padrão, ou através de um fluxo de calor por radiação, como acontece nos ensaios realizados no calorímetro de cone, implica a especificação de condições iniciais e de fronteira na superfície em contato com a mesma ação térmica. O modelo numérico de diferenças finitas e a sua discretização espacial utilizada nas simulações numéricas segue a representação da Figura 6.16.

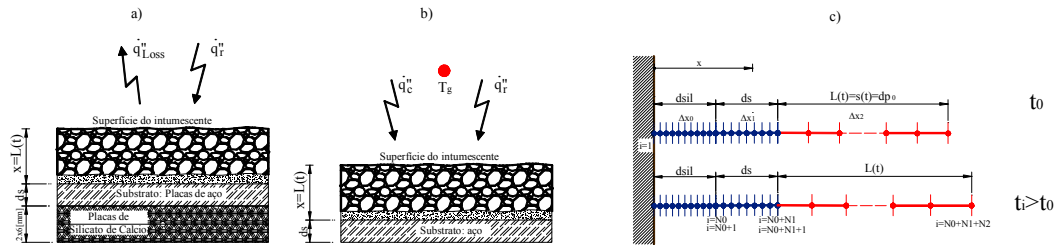


Figura 6.16 – Discretização por diferenças finitas dos ensaios do calorímetro de cone e do forno de resistência ao fogo.

Quando a superfície da tinta intumescente é exposta aos gases quentes de um incêndio, à temperatura T_g , o fluxo de calor que entra por condução é igual ao fluxo de calor que chega à mesma superfície por convecção e por radiação, como definido na equação (6.80).

$$k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=L(t)} = h_c (T_g - T|_{x=L(t)}) + \varepsilon \sigma (T_g^4 - T^4|_{x=L(t)}) \quad (6.80)$$

Na equação anterior ε representa a emissividade à superfície da tinta ou da camada carbonosa, σ é a constante de Stefan-Boltzmann e h_c o coeficiente de transferência de calor por convecção, igual a $25 \text{ [W/(m}^2\text{K)]}$ quando a temperatura dos gases de incêndio é definida pela curva de incêndio padrão (EN1991-1-2, 2002).

Quando a superfície da tinta intumescente é exposta a um fluxo de calor por radiação proveniente do calorímetro de cone, a condição de fronteira é definida pela equação seguinte, admitindo perdas de calor por convecção e radiação para o ar ambiente que se encontra à

temperatura T_a . Neste caso o coeficiente de transferência de calor por convecção é considerado igual a $20 \text{ [W/(m}^2\text{K)]}$ correspondente a um mecanismo de convecção natural (Bartholmai, M. *et al*, 2007).

$$k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=L(t)} = \varepsilon \dot{q}_r'' - \varepsilon \sigma \left(T^4 \Big|_{x=L(t)} - T_a^4 \right) - h_c \left(T \Big|_{x=L(t)} - T_a \right) \quad (6.81)$$

A emissividade de um material é normalmente dependente da temperatura e função do estado da sua superfície. No caso das tintas intumescentes, o estado da superfície sofre duas transformações: (i) do estado inicial para o resíduo carbonoso R3 e (ii) deste para o resíduo carbonoso R4. Deste modo a emissividade da superfície pode ser definida em função do estado do material presente na diferença finita em contato com o ambiente, com um valor de ε_v , ε_{R3} ou ε_{R4} quando se verifique a existência de tinta virgem, resíduo R3 e resíduo R4 à superfície, respetivamente. No entanto, como esta propriedade não se encontra devidamente caracterizada experimentalmente na literatura, encontrando-se aí valores entre 0.7 e 0.95, em que o valor inferior é normalmente usado para o estado inicial (Koo, J. H., 1998) e valores de 0.8, 0.9 e 0.95 para o resíduo carbonoso (Anderson, C. E. *et al*, 1988; Bartholmai, M. *et al*, 2003; Koo, J. H., 1998), as simulações efetuadas consideram um valor constante igual a 0.92.

As placas de aço protegidas são colocadas sobre o porta amostras, utilizando como suporte adicional duas placas de silicato de cálcio para manter a placa de aço à cota pretendida e em nível horizontal. Como se pode verificar pelo resultado dos testes experimentais, através do termopar colocado no interior das placas de silicato de cálcio, a temperatura deste material aumenta com o tempo, podendo chegar a temperaturas de aproximadamente $300 \text{ [}^\circ\text{C]}$, para o fluxo de calor de $75 \text{ [kW/m}^2\text{]}$. Este comportamento demonstra que existe um fluxo de calor que é transmitido da base da placa de aço para o silicato de cálcio, modelado numericamente pela equação (6.82). É de igual modo assumido que as superfícies de contato entre a placa de aço e o silicato de cálcio se encontram em contato térmico perfeito e importa uma condição de fronteira adiabática na superfície inferior da placa de silicato de cálcio.

$$\begin{aligned} k_{sil} \frac{\partial T_{sil}}{\partial x} &= 0, \quad x = 0 \\ k_s \frac{\partial T_s}{\partial x} &= k_{sil} \frac{\partial T}{\partial x}, \quad T_s = T_{sil}, \quad x = d_{sil} \end{aligned} \quad (6.82)$$

Na superfície de contato entre a placa de aço e a proteção intumescente é assumido um contato térmico perfeito, definido pelas condições seguintes.

$$k_s \frac{\partial T_s}{\partial x} = k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x}, \quad T_s = T, \quad x = d_{sil} + d_s \quad (6.83)$$

Na interface entre o aço e a tinta é ainda especificada uma condição de impermeabilidade, pelo que o fluxo mássico de gás flui no sentido da superfície exposta.

$$u_g \rho_g = 0 \quad (6.84)$$

Inicialmente a temperatura é considerada constante e igual em todo o domínio das placas de silicato de cálcio, do aço e da tinta. A pressão dos gases é considerada constante e igual à pressão atmosférica.

$$T_{sil} = T_s = T = T_0, \quad P = P_0 \quad (6.85)$$

6.5.1 Modelo da condutividade térmica efetiva

Tratando-se de um material composto por diferentes componentes, a condutividade térmica efetiva do material intumescente considera a condutividade do material sólido, k_s , e do gás, k_g . A condutividade do material sólido é determinado pela fração de cada componente e pela condutividade do material vagem e condutividade dos resíduos, assumindo que a condutividade do resíduo primário e secundário é igual.

$$k_s = \frac{dx_v}{dx_S} k_v + \frac{dx_{R3}}{dx_S} k_{R3} + \frac{dx_{R4}}{dx_S} k_{R4} = \frac{dx_v}{dx_S} k_v + \frac{dx_R}{dx_S} k_R \quad (6.86)$$

A condutividade térmica dos gases é definida na equação (6.87), considerando as propriedades do ar definidas por Çengel (Çengel, Yunus A, 1997).

$$k_g = -1.881 \times 10^{-8} T^2 + 8.38 \times 10^{-5} T + 0.002244 \left[\frac{\text{W}}{\text{mK}} \right] \quad (6.87)$$

O modelo global do coeficiente de transferência de calor por condução, definido pela condutividade, de um material sólido poroso depende não só da porosidade mas também da sua forma e dimensão. Embora não seja possível, com o conhecimento atual, definir uma expressão exata que contemple estas variáveis, pode-se constatar que, em geral, tais modelos resultam em valores compreendidos entre o modelo de condutividade térmica em paralelo e em série, limite superior e inferior, respetivamente.

$$\frac{k_g k_R}{k_g + \varphi(k_R - k_g)} \leq k \leq k_R + \varphi(k_g - k_R) \quad (6.88)$$

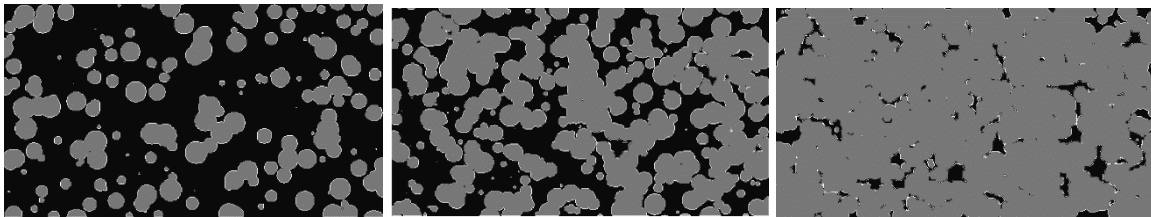


Figura 6.17 – Secções com poros circulares ($0.01 \leq R \leq 3$ [mm]) distribuídos aleatoriamente, resultando em porosidades de 30%, 60% e 90%.

Na Figura 6.18 podem-se verificar os resultados da condutividade térmica em função da porosidade do meio, para os dois modelos e para valores da condutividade térmica do resíduo carbonoso igual a 2, 10 e 50 vezes a condutividade dos gases. A diferença dos dois modelos acentua-se com o aumento do rácio da condutividade térmica dos dois materiais. No caso do modelo em série, para valores do rácio das condutividades elevados e para valores elevados da porosidade, a condutividade térmica do meio poroso é tendencialmente constante. No caso do modelo em paralelo a variação com a porosidade é linear e diretamente proporcional à condutividade térmica do resíduo sólido e dos gases.

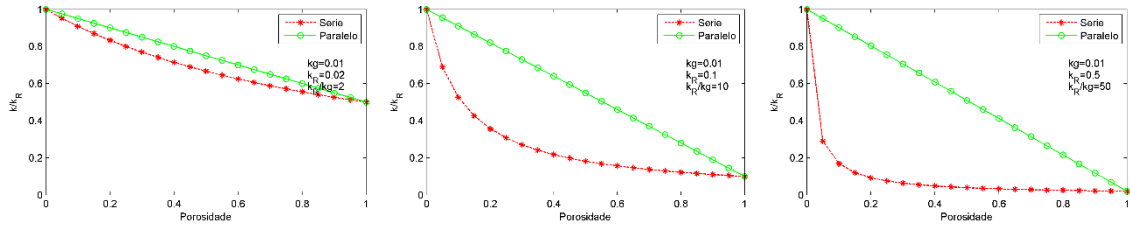


Figura 6.18 – Comparação da condutividade dos modelos em série e em paralelo em função da porosidade e do rácio k_R/k_g .

$$k_{eff} = (1 - \varphi)k_s + \varphi k_g \quad (6.89)$$

Koo (Koo, J. H., 1998) analisou diversas propriedades térmicas e físicas de duas tintas intumescentes. Relativamente à condutividade térmica considerou um modelo em série com a contribuição do material virgem e carbonoso. Os seus resultados mostram um valor de condutividade do material virgem entre 0.4-0.43 [W/mK] e para o material carbonoso de 0.05-0.07 [W/mK], com uma variação linear entre os 30 e os 500 [°C].

Alguns modelos existentes, desenvolvidos para materiais porosos, aproximam de um modo mais real a condutividade térmica em comparação com os modelos simples em série e em paralelo. O modelo de Staggs (Staggs, J. E. J., 2010) determinado numericamente através do método dos elementos finitos foi desenvolvido como uma estimativa da condutividade térmica efetiva da camada carbonosa das tintas intumescentes. O modelo, na equação (6.90), considera a porosidade do intumescente, φ , determinado por processamento de imagem e por picnometria, com um valor estimado superior a 90% e a condutividade do material sólido carbonoso, k_R , determinado experimentalmente com um valor igual a $0.45 [Wm^{-1}K^{-1}]$ e a condutividade térmica do gás no interior dos poros, k_g .

$$k_{eff} = k_g + \frac{\beta}{2k_s} \left(\beta + \sqrt{4k_g k_s + \beta^2} \right), \quad \beta = (k_s - k_g)(1 - \varphi) \quad (6.90)$$

A condutividade efetiva total é determinada somando à equação anterior a componente devida à radiação térmica existente nos poros. De fato a equação anterior não é nada mais do que a simplificação do modelo mais geral de Bruggeman (Bakker, K., 1997) aplicado ao caso bidimensional de poros circulares distribuídos aleatoriamente num meio sólido contínuo, determinado pela equação

$$k_{eff} = \lambda_{2D} k_s, \quad \frac{\lambda_{2D} - \frac{k_g}{k_s}}{\lambda_{2D}^{1/2} \left(1 - \frac{k_g}{k_s}\right)} = (1 - \varphi). \quad (6.91)$$

Para poros esféricos num meio contínuo tridimensional, a condutividade térmica efetiva pode ser obtida pela equação seguinte.

$$k_{eff} = \lambda_{3D} k_s, \quad \frac{\lambda_{3D} - \frac{k_g}{k_s}}{\lambda_{3D}^{1/3} \left(1 - \frac{k_g}{k_s}\right)} = (1 - \varphi). \quad (6.92)$$

Russell (Russell, H. W., 1935) determinou a condutividade térmica efetiva de um blocos cerâmicos de elevada porosidade a partir das componentes de gás e matéria sólida, assumindo uma distribuição uniforme dos poros e uma forma geométrica cúbica, definida pela equação (6.93). Esta equação considera um fluxo de calor por condução paralelo aos poros e despreza a convecção existente no interior destes. A condutividade térmica do gás deve, à semelhança do modelo anterior, contemplar a componente radiativa.

$$k_{eff} = k_s \frac{\varphi^{2/3} + \left(\frac{k_s}{k_g}\right)(1 - \varphi^{2/3})}{(\varphi^{2/3} - \varphi) + \left(\frac{k_s}{k_g}\right)(1 - \varphi^{2/3} + \varphi)} \quad (6.93)$$

Outros modelos aplicados a casos particulares da tipologia dos poros e valores de porosidade podem ser encontrados em (Kantorovich, Isaac I. *et al*, 1999; Staggs, J. E. J., 2009a) com referência aos modelos de Maxwell e Bruggeman.

6.5.2 Transferência de calor por radiação

O mecanismo de transferência de calor por radiação pode-se mostrar preponderante nos materiais de isolamento porosos em comparação com os restantes mecanismos. Tal sucede especialmente quando o campo de temperaturas no meio é elevado, o gradiente térmico é considerável ou a porosidade do meio e o diâmetro dos poros origina temperaturas, na direção do fluxo, muito distintas no sólido que circunda o poro.

A inclusão deste mecanismo de transferência de calor tem resultado em distintas e contraditórias referências acerca da sua importância na modelação de tintas intumescentes. No entanto é conhecida a sua grande importância para temperaturas elevadas, quando o material sólido é pouco condutor e a dimensão dos poros é grande. Kantorovich, (Kantorovich, Isaac I. *et al*, 1999), refere que nos materiais carbonosos esta componente pode ser desprezada para temperaturas inferiores a 700 [°C]. Kuznetsov (Kuznetsov, G. *et al*, 1999) considerou os processos termoquímicos e físicos que ocorrem na expansão de tintas intumescente, considerando a componente de fluxo de calor por radiação ao longo da espessura do intumescente. Os resultados permitem concluir que a temperatura à superfície do aço é aproximadamente igual nos casos em que se considera a radiação térmica nos poros do intumescente e no caso sem radiação térmica mas impedindo a intumescência. Os autores referem também que a descrição do comportamento destes materiais deve incluir este modo de transferência de calor.

Este fluxo de calor adicional pode ser incorporado na equação da conservação da energia e tratado de modo convencional, mas, tratando-se de um termo altamente não linear, o seu tratamento requer a utilização de aproximações numéricas de ordem mais elevada. Em alternativa, o fluxo de calor adicional propagado por radiação no interior dos poros, considerando um valor de emissividade unitário, pode ser obtido pela aproximação de Rosseland:

$$q_r = -\frac{4\sigma}{3\alpha_r} \frac{\partial n^2 T^4}{\partial x} \quad (6.94)$$

na qual α_r representa o valor médio do coeficiente de absortividade que considera a opacidade dos gases existentes no interior dos poros e n é o índice de refração do meio, que para meios gasosos pode ser aproximado à unidade.

A vantagem da utilização desta aproximação reside no facto de poder ser combinada com a equação de Fourier para dar origem a um fluxo de calor de condução e radiação efetivo, $q_{eff} = -(k_{cond} + k_{rad}) \partial T / \partial x$, resultando que $k_{eff} = k_{cond} + k_{rad}$, (Magyari, Eugen *et al*, 2011). Com a aproximação de Rosseland e assumindo uma variação de temperatura linear, o termo condutivo da radiação pode ser aproximado por: $k_{rad} = 16\sigma n^2 T^3 / 3\alpha_r$.

Com o mesmo objetivo, Loeb desenvolveu um modelo unidimensional de cálculo do termo radiativo, definido por (Yu, Fan *et al*, 2006);

$$k_{rad} = 4Gd\varepsilon\sigma T^3 \quad (6.95)$$

em que G é um fator de forma do poro (para poros esféricos $G = 2/3$, poros retangulares $G = 1$ e poros cilíndricos com o eixo perpendicular ao fluxo $G = \pi/4$), d a máxima dimensão do poro na direção do fluxo de calor, ε a emissividade da superfície de radiação e T a temperatura média absoluta do poro.

Embora a formula de cálculo da componente de radiação utilizada por diferentes autores seja distinta, ver Tabela 32 para diferentes modelos na literatura, esta pode ser colocada na forma $k_{rad} = \gamma\sigma T^3$, em que o coeficiente γ é obtido de modo heurístico ou por ajuste experimental, considerando variáveis como a dimensão dos poros, porosidade e a emissividade do material.

Tabela 32 – Modelos de condutividade térmica devida à radiação no interior dos poros.

Autor/ref. ^a	Material	k_{rad}	Diâmetro (d_{pc}) e porosidade (φ)	Fator (γ)
Di Blasi (Di Blasi, C., 2004)	Tinta Intumescente	$k_{rad} = \frac{13.5 d_{pc}}{\varepsilon\varphi} \sigma T^3$	$d_{pc,initial} = 5 \mu m$ $d_{pc,end} = 325 \mu m$ $\varphi_{char,end} = 0.899$	$\gamma_{char,end} = 4880 \mu m$
Staggs (Staggs, J. E. J., 2010)	Tinta Intumescente	$k_{rad} = 4\varphi d_{pc} \sigma T^3$	$5 \mu m \leq d_{pc} \leq 1.5 mm$ $\varphi_{char1} = 0.9$ $\varphi_{char2} = 0.95$	$18 \mu m \leq \gamma_{char1} \leq 5400 \mu m$ $19 \mu m \leq \gamma_{char2} \leq 5700 \mu m$
Strakhov (Strakhov, V. L. et al, 2001)	Tinta Intumescente	$k_{rad} = \varphi \varepsilon^2 d_{pc} \sigma T^3$	$d_{pc} \approx 100 \mu m$, $\varepsilon=0.8$ $0.2 \leq \varphi_{init} \leq 0.3$ $0.96 \leq \varphi_{end} \leq 0.99$	$12.8 \mu m \leq \gamma_{init} \leq 19.2 \mu m$ $61.44 \mu m \leq \gamma_{end} \leq 63.36 \mu m$
Lautenberger (Lautenberger, C. et al, 2009)	Tinta Intumescente	$k_{rad} = \gamma \sigma T^3$	-	$\gamma_{char,init} = 3000 \mu m$ $\gamma_{char,end} = 4980 \mu m$
Leach (Leach, S. V. et al, 2000)	Espuma PU	$k_{rad} = \frac{16}{3} d_{pc} \sigma T^3$	$d_{pc,initial} = 50 \mu m$ $d_{pc,end} = 1300 \mu m$ $\varphi_{char} = 0.98$	$\gamma_{initial} = 266.67 \mu m$ $\gamma_{char} = 6933.33 \mu m$

A influência do termo do fluxo de calor por radiação é apresentada na Figura 6.19 através da comparação do valor da condutividade térmica efetiva determinada pelos modelos de Staggs e Di Blasi, (Di Blasi, C., 2004; Staggs, J. E. J., 2010) (Di Blasi, C., 2004) e o modelo de Russel, definido pela equação (6.93), considerando uma condutividade do resíduo carbonoso de 0.45 [w/mK] e uma porosidade constante de 0.9. A figura mostra uma diferença significativa no valor da condutividade térmica efetiva quando é considerada a

componente da radiação no interior dos poros no modelo de transferência de calor por condução.

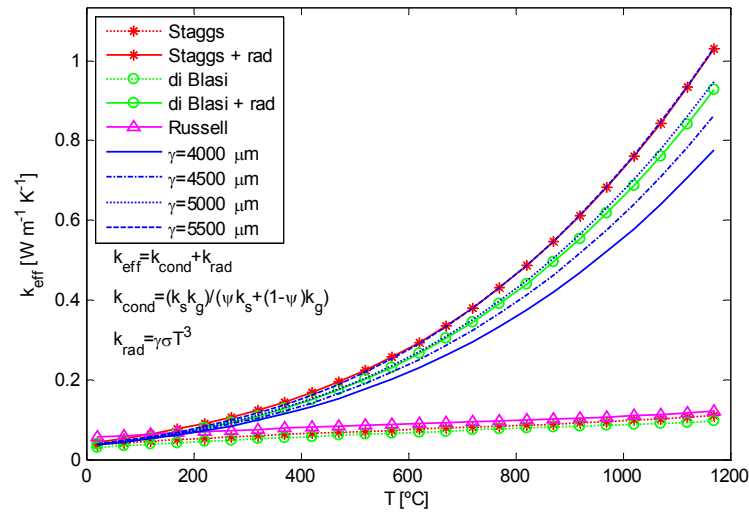


Figura 6.19 – Variação da condutividade térmica efetiva com a temperatura, considerando ou não o efeito da radiação, para valores constantes de porosidade, condutividade térmica do material sólido e diâmetro dos poros definidos em (Staggs, J. E. J., 2010) e (Di Blasi, C., 2004).

Na Figura 6.20 pode-se verificar que nos modelos de Staggs e de Di Blasi o peso do termo radiativo na condutividade térmica efetiva do intumescente totalmente desenvolvido, assumindo porosidade constante, varia significativamente com o aumento da temperatura do intumescente aumentando desde aproximadamente 20% à temperatura ambiente até 85% à temperatura de 1000 [°C].

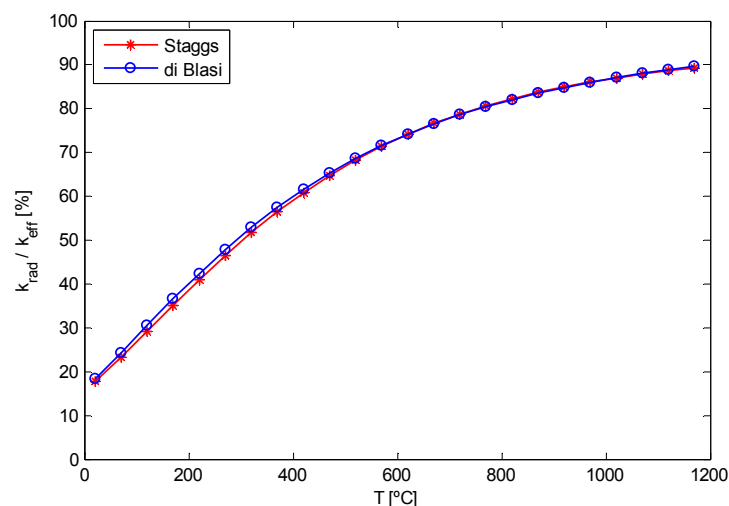


Figura 6.20 – Peso da condutividade térmica proveniente da radiação na condutividade térmica efetiva do intumescente, para valores constantes de porosidade, condutividade térmica do material sólido e diâmetro dos poros definidos em (Staggs, J. E. J., 2010) e (Di Blasi, C., 2004).

As simulações numéricas apresentadas na secção 6.6 consideram um termo radiativo no interior dos poros determinado pela equação (6.95), adicionado ao modelo da condutividade térmica de Russell, adotando uma configuração esférica dos poros e assumindo uma distribuição uniforme da dimensão dos poros no interior da diferença finita, com um diâmetro máximo igual a $d_{\max}=1[\text{mm}]$. No entanto o desenvolvimento da camada intumescente, a sua expansão e a contínua formação de gases que contribuem progressivamente para o seu aumento, faz prever que esta dimensão dos poros seja crescente com o aumento da intumescência. É proposto deste modo uma variação do diâmetro dos poros proporcional com o aumento da camada intumescente, definida por: $d = d_{\max} E/E_{\max}$, em que E_{\max} representa a expansão máxima determinada experimentalmente.

6.6 Comparação entre os resultados experimentais e numéricos

O modelo numérico desenvolvido e apresentado nas secções anteriores para a placa de silicato de cálcio, placa de aço e para a tinta intumescente foi implementado no Matlab utilizando o Método das Linhas (MOL) com diferenças finitas não uniformes. O movimento nodal da malha no domínio da placa de aço e da placa de silicato de cálcio é definido pelo princípio da equidistribuição com a função peso definida pelo comprimento do arco da solução de temperatura. No caso do domínio do intumescente o movimento nodal é determinado pelo processo de expansão de cada diferença finita, em função da fração de gás e fração sólida, de acordo com a equação (6.72). Nos três domínios espaciais foi utilizada uma discretização de tipicamente igual a $dx=0.05[\text{mm}]$ e uma integração no tempo realizada através de incrementos de tempo de $0.05[\text{s}]$. Não foi considerado qualquer refinamento estático durante o processo iterativo de solução.

As propriedades térmicas da placa de silicato de cálcio Duratec são as propostas pelo fabricante, com $\rho_{\text{sil}}=1400[\text{kg}/\text{m}^3]$ e $c_{\text{sil}}=1200[\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}]$ e a condutividade térmica dependente da temperatura definida pela curva da Figura 6.21.

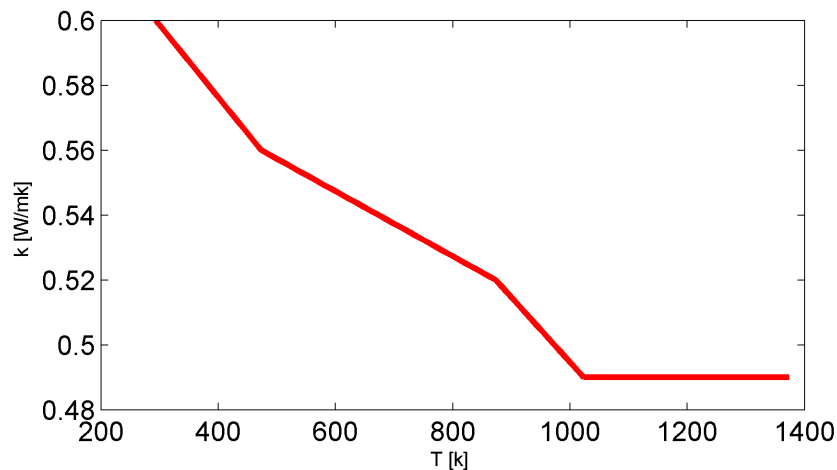


Figura 6.21 – Variação com a temperatura da condutividade térmica do silicato de cálcio.

As propriedades dos gases no interior das bolhas do material intumescente são consideradas as do ar, (Çengel, Yunus A, 1997), com a variação com a temperatura apresentada na figura seguinte.

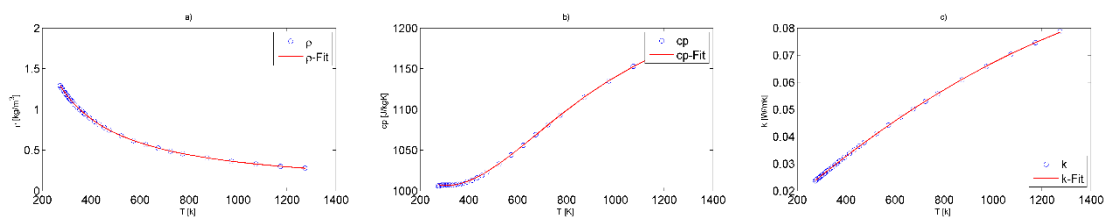


Figura 6.22 – Variação das propriedades do ar com a temperatura, (Çengel, Yunus A, 1997).

As propriedades do aço e a sua variação com a temperatura são as apresentadas na norma EN1993-1-2, (CEN, 2005b). Os parâmetros cinéticos utilizados no modelo de decomposição das tintas são os resultantes da otimização não linear das curvas de termogravimetria, cujos valores são apresentados na Tabela 13 e Tabela 15 do Capítulo 3, para a tinta A e B, respetivamente. As restantes propriedades térmicas do material virgem, do gás existente nos poros e do resíduo carbonoso são as apresentadas na Tabela 33.

O modelo numérico é aplicado para simular o desenvolvimento da intumescência e a evolução da temperatura das placas de aço ensaiadas no calorímetro de cone. As figuras seguintes apresentam uma comparação entre os resultados numéricos e experimentais, para placas de referência com espessuras nominais de proteção de 0.5, 1.5 e 2.5 [mm], de tinta A e B, sob a ação de um fluxo de calor por radiação de 35 e 75 [kW/m²]. Os valores da espessura de tinta e a expansão máxima experimental introduzidos nas simulações numéricas são os apresentados na Tabela 20 e na Tabela 21 da secção 4.4 .

Tabela 33 – Propriedades térmicas e outros parâmetros utilizados no modelo numérico. Referências: (Di Blasi, C., 2004)*, (Wang, Z. *et al*, 2010)[&], (Staggs, J. E. J. *et al*, 2012)[#]

Parâmetros	Valor	Parâmetros	Valor
$\rho_v [kg / m^3]$	1360	$dh_1 [kJ / kg]$	-76.9 ^{&}
$c_v [J / kgK]$	1884*	$dh_2 [kJ / kg]$	-25.3 ^{&}
$k_v [W / mK]$	0.345*	$dh_3 [kJ / kg]$	-910.7 ^{&}
$\rho_{R3} = \nu_{R4} / \nu_{R4} \cdot \rho_{R4} [kg / m^3]$	1549.2	$dh_{R3} [kJ / kg]$	140.4 ^{&}
$\rho_{R4} [kg / m^3]$	1886 [#]	$w_g [kg / mol]$	30x10 ⁻³ *
$c_{R3} = c_{R4} [J / kgK]$	1630*	$h [W / m^2 K]$	20
$k_R [W / mK]$	0.067*	P0 [Pa]	1.013e ⁵
ε	0.92		

O modelo numérico é aplicado simultaneamente aos quatro domínios em análise: (i) placa de silicato de cálcio; (ii) placa de aço; (iii) camada intumescente. O resultado da evolução da temperatura e da malha de diferenças finitas é apresentado na Figura 6.23 e Figura 6.24. Nas colunas à esquerda são apresentados os resultados das simulações realizadas com um fluxo de calor de 35 [kW/m²] e à direita com um fluxo de calor de 75 [kW/m²]. Os perfis da evolução da temperatura dos três domínios permitem acompanhar a evolução da temperatura ao longo dos instantes de tempo apresentados e da evolução da malha de diferenças finitas que acompanha, por um lado o critério de equidistribuição, nos domínios do silicato de cálcio e da placa de aço, e da expansão da camada intumescente.

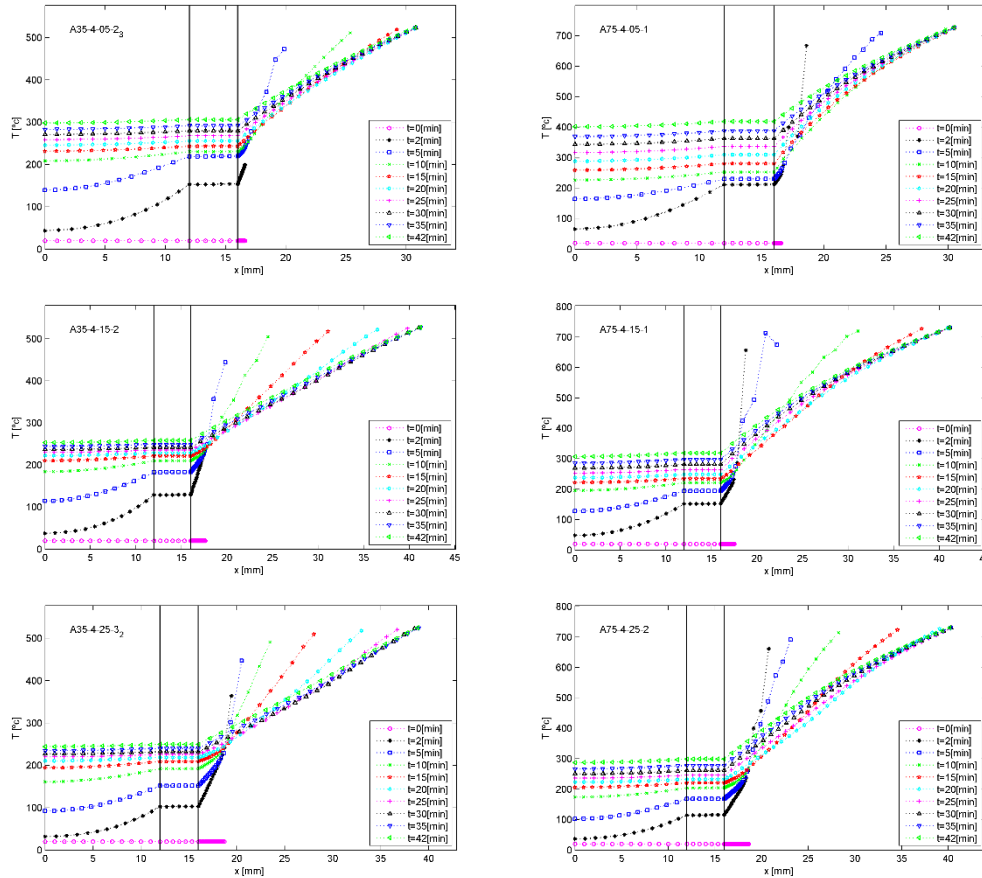


Figura 6.23 – Resultados numéricos do campo de temperaturas no domínio do silicato de cálcio, placa de aço e camada intumescente das placas protegidas com tinta A.

O aumento da temperatura do material de proteção proporciona o início da decomposição térmica e posteriormente da formação da camada carbonosa intumescente devido à formação do resíduo primário (m_{R3}) e do resíduo secundário (m_{R4}). A evolução da fração mássica de resíduo carbonoso produzido, quantidade de massa de resíduo existente na diferença finita a dividir pela massa inicial de tinta virgem existente na mesma diferença finita, é apresentada na Figura 6.25. Os resultados são adimensionalizados em relação à espessura da camada intumescente no instante de tempo correspondente ($x/dp(t)$).

Os resultados são apresentados para diferentes instantes de tempo da exposição aos dois fluxos de calor simulados, para as tintas A e B, considerando uma espessura de tinta nominal de 1.5 [mm]. Para o caso do menor fluxo de calor pode-se verificar que, nas tintas A e B, só para longos períodos de exposição e unicamente na zona frontal da camada intumescente, uma a duas diferenças finitas, é que existe a transformação total da tinta virgem em resíduo carbonoso. Estas frações mássicas refletem os coeficientes estequiométricos dos resíduos primário e secundário, de valor igual a $\vartheta_{R3} = 0.504$ e $\vartheta_{R4} = 0.414$ para a tinta A e de $\vartheta_{R3} = 0.456$ e $\vartheta_{R4} = 0.364$ para a tinta B.

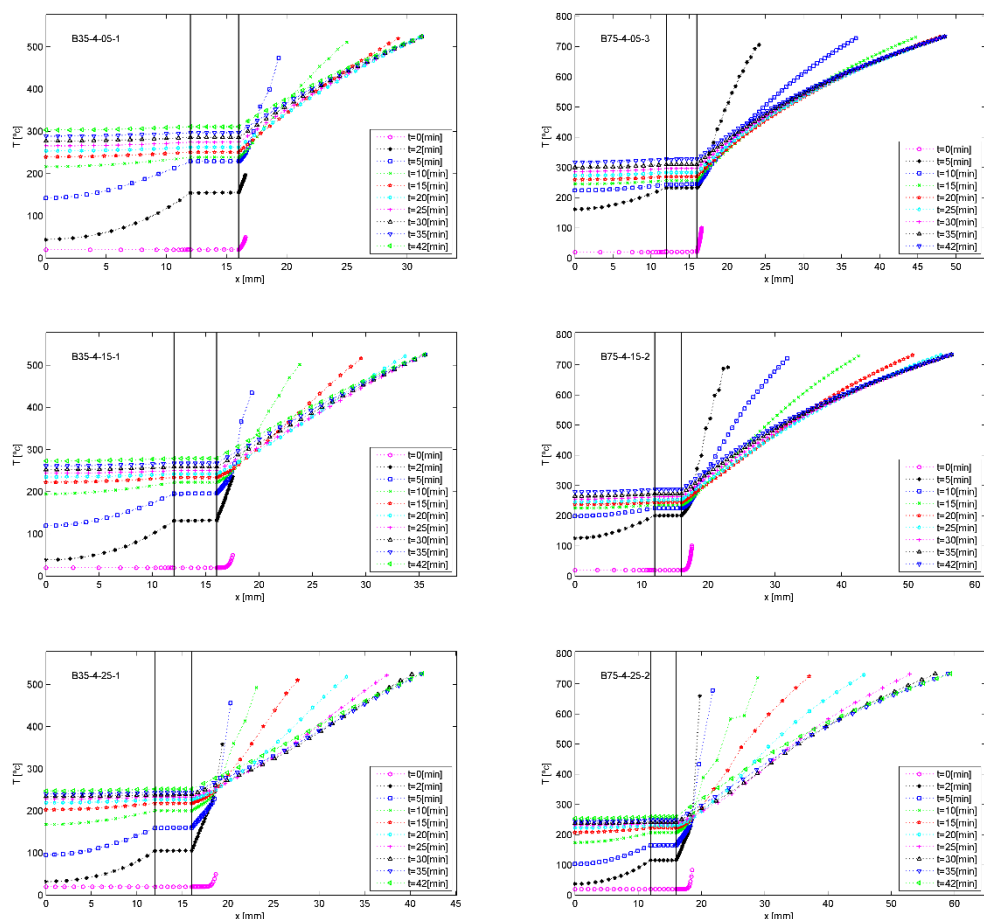


Figura 6.24 - Resultados numéricos do campo de temperaturas no domínio do silicato de cálcio, placa de aço e camada intumescente das placas protegidas com tinta B.

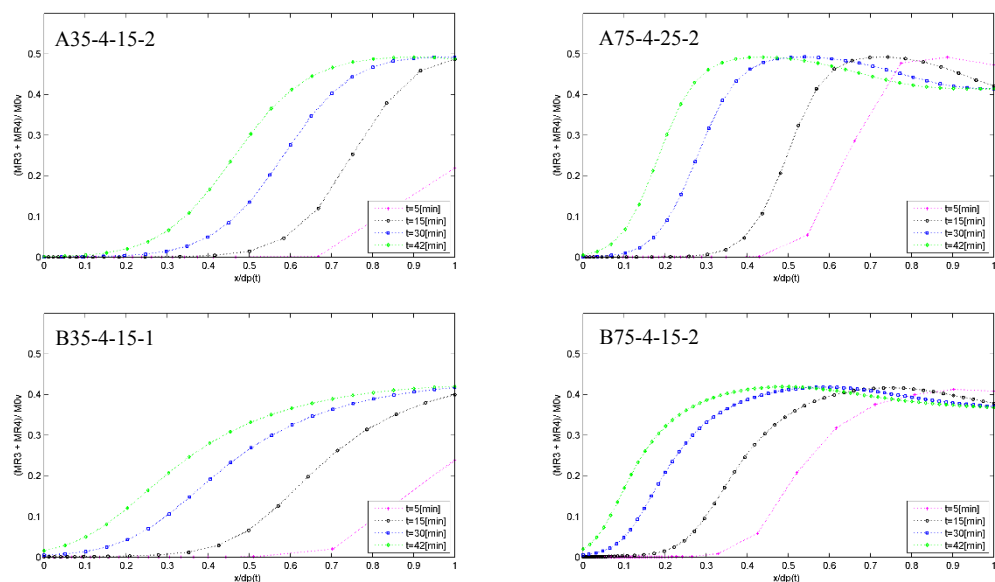


Figura 6.25 – Evolução do grau de carbonização da tinta A e B em diferentes instantes de tempo.

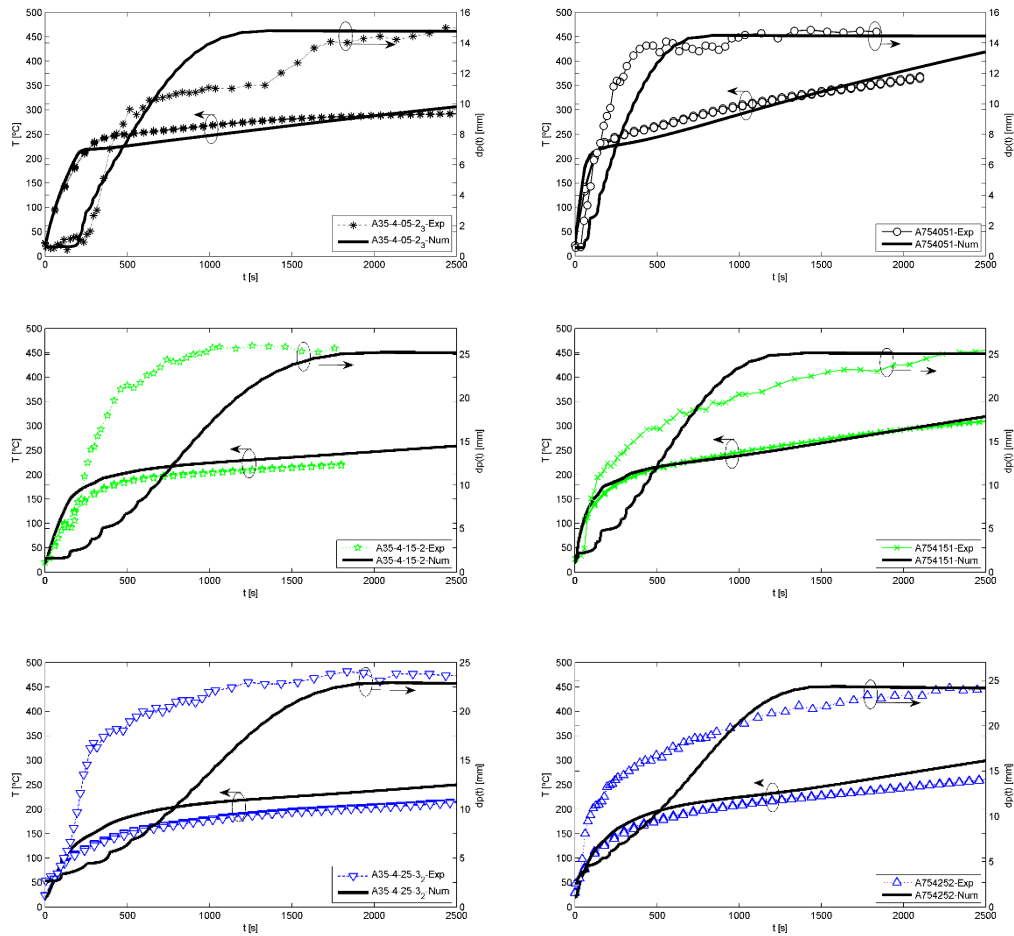


Figura 6.26 – Comparação dos resultados numéricos e experimentais da evolução da temperatura do aço e da expansão do intumescente da tinta A.

Nos dois casos apresentados com um fluxo de calor de $75 \text{ [kW/m}^2\text{]}$, já se pode constatar um maior grau de carbonização do intumescente derivado da maior solicitação térmica. O grau de carbonização já apresenta um valor máximo da fração mássica do resíduo carbonoso, correspondente ao resíduo primário. Na zona frontal do intumescente, que está sujeito a temperaturas mais elevadas, esta fração diminui devido ao processo oxidativo do resíduo resultando numa fração mássica final definida por ϑ_{R4} .

Assim pode-se concluir que o fluxo de calor de $35 \text{ [kW/m}^2\text{]}$ não produz um aumento de temperatura suficiente para realizar a última etapa de oxidação da camada intumescente, ao contrário do que se verifica com o fluxo de calor de $75 \text{ [kW/m}^2\text{]}$, indo ao encontro do verificado nos ensaios experimentais e como se pode verificar na Figura 4.6 e no corte transversal do intumescente da Figura 4.7.

Na Figura 6.26 e na Figura 6.27 é apresentada a comparação dos resultados numéricos e experimentais da evolução da temperatura do aço e da evolução da expansão da intumescência. As figuras mostram que os resultados numéricos traduzem o comportamento do intumescente em termos da sua eficiência de proteção, nas quais as curvas de temperatura obtidas numericamente seguem a tendência dos resultados experimentais. Os resultados numéricos da evolução da temperatura média do aço são comparados com os experimentais para dois instantes de tempo de referência, 900 [s] e 1800 [s]. As temperaturas nestes instantes e o erro percentual são apresentados na Tabela 34. Verifica-se que tendencialmente a temperatura obtida pelo método numérico é superior à dos resultados experimentais, numa diferença máxima percentual de 21.8%, nos casos analisados.

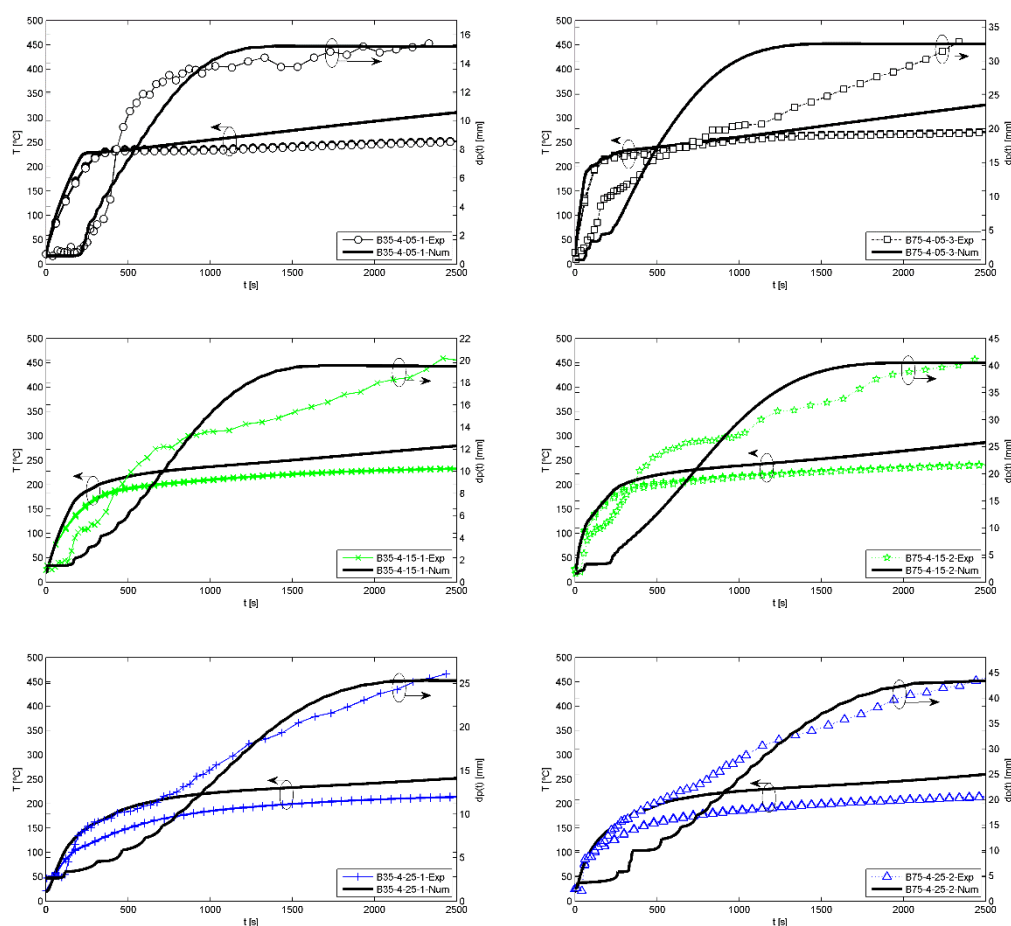


Figura 6.27 - Comparação dos resultados numéricos e experimentais da evolução da temperatura do aço e da expansão do intumescente da tinta B.

A Figura 6.26 e a Figura 6.27 apresenta ainda os resultados numéricos da evolução da expansão da intumescência e a sua comparação com os resultados experimentais. A comparação das curvas numéricas e experimentais mostram uma melhor aproximação para

espessuras de proteção mais reduzidas e para uma solicitação térmica inferior, como é o caso das espessuras de proteção de 0.5 [mm].

Tabela 34 – Comparação dos resultados da temperatura do aço para dois instantes de referência.

Referência da amostra	DFT [μm]	Resultados Experimentais		Resultados Numéricos		Erro ($\frac{T_{exp}-T_{num}}{T_{exp}} \times 100$)	
		900 [s]	1800 [s]	900 [s]	1800 [s]	900 [s]	1800 [s]
A 35 4 0.5 2-3	615	264.30	286.00	243.23	279.99	7.97	2.10
A 35 4 1.5 2	1610	201.20	219.90	221.39	242.31	-10.03	-10.19
A 35 4 2.5 3-2	2680	174.30	200.90	209.25	232.53	-20.05	-15.74
A 75 4 0.5 1	549	300.70	350.90	280.97	363.11	6.56	-3.48
A 75 4 1.5 1	1510	240.10	284.80	234.38	281.47	2.38	1.17
A 75 4 2.5 2	2590	203.90	237.20	220.55	261.63	-8.17	-10.30
B 35 4 0.5 1	571	233.8	244.8	250.83	285.66	-7.28	-16.69
B 35 4 1.5 1	1510	206.90	226.20	233.79	258.87	-13.00	-14.44
B 35 4 2.5 1	2640	180.20	205.10	218.06	238.33	-21.01	-16.20
B 75 4 0.5 3	631	252.00	265.90	256.41	296.32	-1.75	-11.44
B 75 4 1.5 2	1550	213.80	231.60	235.91	262.30	-10.34	-13.26
B 75 4 2.5 2	2520	182.50	204.20	222.32	242.29	-21.82	-18.65

A curva de expansão numérica apresenta no início da exposição térmica uma evolução mais lenta em comparação com as curvas experimentais. Para períodos de exposição mais longos, resultando uma maior produção de gases (W_{G2}) e de bolhas de gás responsáveis pela expansão, a expansão aumenta a uma taxa superior à apresentada pelos resultados experimentais. Quando o processo térmico, a evolução da temperatura e a expansão, se aproximam de um regime estacionário, o valor numérico da expansão do intumescente converge para o resultado da expansão máxima experimental.

A menor intumescência apresentada no início da exposição térmica pode ser devida a uma participação, ainda que limitada, dos gases produzidos pelo componente W_{S1} (W_{G1}) no processo de expansão. Esta primeira etapa de decomposição inicia-se a temperaturas mais reduzidas do que a decomposição do componente W_{S1} , mas o modelo numérico não considera qualquer contribuição desta massa de gás para a formação das bolhas de gás. Adicionalmente, a taxa de expansão será tanto mais significativa quanto maior for a taxa de aquecimento do material de proteção, pelo que a condutividade do material sólido, virgem e carbonoso, a porosidade e a dimensão dos poros são também variáveis que influenciam o perfil de temperatura do intumescente e a taxa de expansão do mesmo.

6.7 Conclusões

Este capítulo apresentou um método numérico baseado no método das diferenças finitas com uma discretização espacial de malha adaptativa com refinamento local definido por uma estimativa local de erro. A discretização espacial e a metodologia de cálculo dos termos derivativos são obtidas através de uma aproximação de diferenças finitas não uniformes. A solução numérica é baseada no método das diferenças finitas, sendo adotada uma metodologia de solução incremental e iterativa no tempo. Este algoritmo foi aplicado com êxito aos problemas unidimensionais de Stefan e de Burger.

Tomando como partida o modelo matemático do processo de decomposição das tintas intumescentes, apresentado na secção 3.5, que permite determinar a decomposição térmica dos componentes principais do intumescente em função da temperatura, foi desenvolvido um modelo numérico de simulação do processo de intumescência.

O modelo é baseado nas equações de conservação de massa e energia do substrato e do material de proteção e encontra-se diretamente acoplado ao mecanismo cinético de decomposição, que permite determinar a fração mássica dos componentes principais do intumescente e dos seus produtos.

Como características principais do modelo numérico destaca-se a capacidade de determinar a massa de resíduo carbonoso primário e caso exista oxidação do intumescente a massa do resíduo carbonoso secundário, a porosidade do intumescente em função do volume de gás aprisionado nas bolhas de gás que formam os poros do intumescente. De igual modo é possível determinar a quantidade de tinta virgem existente ao longo da exposição térmica, e assim determinar se é possível melhorar a eficiência da proteção com mais ou menos espessura de tinta.

O modelo numérico foi aplicado à simulação de placas de aço protegidas com tinta intumescente e expostas a dois fluxos de calor por radiação distintos num calorímetro de cone. Foram apresentados os resultados da evolução do campo de temperaturas nas placas de silicato de cálcio, das placas de aço e do intumescente. A solução numérica da evolução da temperatura do aço é comparada com a dos resultados experimentais, para dois instantes de tempo da exposição térmica. A diferença das duas soluções está compreendida entre 1.17% e 21.8%.

Adicionalmente é realizada uma comparação entre os resultados numéricos e experimentais da variação com o tempo da expansão do intumescente, verificando-se que no

início da exposição térmica os resultados experimentais da taxa de expansão são superiores aos da solução numérica. Este comportamento poderá dever-se à contribuição dos gases produzidos pela primeira etapa de decomposição térmica para a formação das bolhas de gás e que não está incluída no modelo numérico. De igual modo, a variação das propriedades térmicas do material virgem e do material sólido da camada intumescente também influencia o campo de temperaturas e por consequência a respetiva taxa de expansão do intumescente.

Capítulo 7: Conclusões e trabalho futuro

7.1 *Conclusões gerais*

A verificação de segurança contra incêndios é uma exigência regulamentar e obriga os engenheiros e demais intervenientes no projeto de estruturas de edifícios a adotar sistemas de proteção contra o risco de incêndios e à escolha dos materiais que possuam uma adequada resistência e reação ao fogo.

Considerando que a nível Europeu a metodologia de dimensionamento baseada no desempenho aplicada à segurança contra incêndios ainda está a dar os primeiros passos, a verificação de segurança é garantida através dos métodos prescritivos, com os métodos simplificados existentes nas normas europeias e as curvas de incêndio padrão a assumir um relevo muito importante. Em alguns casos é possível utilizar uma melhor aproximação da temperatura do gás no interior do compartimento através de curvas de incêndio paramétricas ou naturais que consideram, entre outros fatores, a volumetria do compartimento, as aberturas e a densidade de carga de incêndio.

No entanto, a atual regulamentação ainda especifica o tempo mínimo de resistência ao fogo do edifício ou estrutura assumindo uma evolução da temperatura de incêndio determinada pela curva de incêndio padrão. Esta situação enquadra a necessidade de se conhecer o comportamento e o desempenho dos materiais, estruturas e seus elementos quando são sujeitos a esta solicitação térmica, pelo que esta é a curva de fogo estabelecida pelas normas Europeias para a execução dos testes de resistência ao fogo realizados em fornos de resistência ao fogo.

Quando um elemento estrutural não possui capacidade resistente para garantir a resistência ao fogo definida regulamentarmente, o projetista pode assumir uma secção mais elevada, em relação à necessária para suportar o valor do efeito das ações à temperatura ambiente, ou poderá garantir a resistência ao fogo necessária através da utilização de um material de proteção ao fogo. Atendendo aos modelos arquitetónicos atuais, nos quais são

adotados espaços de elevada volumetria, átrios com grandes vãos e valor de pé direito, e por preferência ou tendência são utilizadas combinações de elementos de aço com vidro, ou madeira, de modo a manter a estética das formas adotadas, o material de proteção mais utilizado é a tinta intumescente.

As tintas intumescentes são distintas de todos os demais materiais de proteção ao fogo. Quando sujeitas a uma ação térmica sofrem uma série de reações químicas, pelo que, sendo utilizados como material de proteção passiva, são classificados como materiais reativos e a determinação da contribuição para a resistência ao fogo dos elementos estruturais é realizada com base numa norma Europeia aplicada a estes materiais reativos, (CEN, 2010). Deste processo de reação química resulta uma variação das suas propriedades químicas, físicas e térmicas que determinam a sua maior ou menor eficiência de proteção ao fogo.

O trabalho apresentado ao longo desta tese pretendeu expor uma metodologia de caracterização do comportamento e eficiência das tintas intumescentes, através de um tratamento analítico e numérico baseados em ensaios experimentais a diferentes escalas: microescala, pequena escala e aplicação em perfis reais. Daqui e considerando as conclusões parciais já apresentadas em cada capítulo podem-se retirar as seguintes conclusões fundamentais.

Os resultados da perda de massa do intumescente em função da temperatura, obtidos através dos testes de termogravimetria, e simultaneamente as curvas de perda de massa diferencial, permitem identificar a existência de vários picos de taxa de perda de massa máxima e uma convergência para um valor de massa residual final aproximadamente igual para as duas tintas analisadas e independente da taxa de aquecimento do teste. A temperatura a que ocorre o valor máximo da taxa de perda de massa permitiu relacionar cada uma destas reações com a temperatura de decomposição dos componentes sinérgicos principais da tinta: o agente desidratante ácido (polifosfato de amónio), o agente carbonífero (pentaeritritol) e o agente expansor (melamina).

As duas tintas analisadas possuem a mesma característica termogravimétrica, isto é são caracterizadas pelo mesmo número de etapas de decomposição. Quando testadas em ambiente oxidativo, com a presença de ar/oxigénio, apresentam quatro etapas de decomposição. Quando testadas em ambiente inerte, com azoto, não apresentam a ultima etapa de decomposição, sendo esta uma etapa puramente oxidativa e que é visível nos ensaios de resistência ao fogo com este material de proteção quando o intumescente passa de uma camada carbonosa de cor preta para cor branca.

Considerando que durante a ocorrência de um incêndio o ambiente é sempre oxidativo, foi desenvolvido um modelo teórico do mecanismo de decomposição das tintas baseadas em quatro etapas de decomposição. O processo de otimização não linear multivariável (com 15 parâmetros) aplicado à minimização da soma dos resíduos quadráticos entre o modelo numérico e os testes experimentais permitiu obter os parâmetros cinéticos, entre outros, que determinam o comportamento da tinta em função da temperatura.

O modelo de decomposição do intumescente permite determinar a quantidade de gás libertado pela tinta, a fração sólida composta por material virgem e resíduo carbonoso, e distinguir e quantificar a fração de resíduo primário e secundário, resultante do processo de oxidação, em função da temperatura.

Embora os testes de termogravimetria permitam obter a curva característica de perda de massa, nada fornecem em relação ao seu desempenho como material de proteção ao fogo, pelo que foi realizado um conjunto de testes de pequena escala num calorímetro de cone para caracterização da reação sob um fluxo de calor por radiação prescrito.

A tinta intumescente A e B foi aplicada com diferentes espessuras secas de proteção em placas de aço instrumentadas com termopares, e expostas a dois fluxos de calor por radiação representativos de um incêndio na sua fase inicial e de um incêndio totalmente desenvolvido. Foram medidas as propriedades de reação ao fogo habituais nestes testes (HRR, CO, CO₂, etc.), a evolução da temperatura do aço e a expansão da intumescência ao longo do tempo, em função do valor DFT, espessura da placa de aço e do fluxo de calor.

O resultado dos ensaios permitem verificar um comportamento distinto das duas tintas. Para a mesma DFT a tinta B tem um melhor desempenho de proteção ao fogo em comparação com a tinta A, isto é para o mesmo tempo de exposição a temperatura das placas protegidas com a tinta B é inferior à temperatura das placas protegidas com tinta A. Nos dois intumescentes pode-se visualizar um processo de expansão da camada carbonosa dependente da taxa de aquecimento. Tendencialmente o rácio da espessura de expansão máxima sob a espessura inicial aumenta com o aumento do fluxo de calor e diminui com o aumento da espessura inicial.

Placas de aço protegidas com tinta intumescente foram também testadas no forno de resistência ao fogo, mas com uma exposição térmica definida pela curva de incêndio padrão ISO834 e comparadas com placas equivalentes sem proteção ao fogo. O comportamento do processo de intumescência verificado é muito distinto do verificado no calorímetro de cone.

Numa fase inicial a intumescência possui uma variação linear acentuada até atingir o valor máximo e posteriormente começa a diminuir, resultado da extinção de produção de gás e da oxidação do resíduo carbonoso.

O desenvolvimento da expansão do intumescente foi analisado em perfis estruturais curtos através de uma análise paramétrica ao tipo de secção, IPE100, IPE220, HEB220, SHS100x100x4, CHS100x4 e L100x50x8, e à espessura de proteção aplicada, 500 [µm] e 1500 [µm]. Os perfis protegidos foram expostos à curva de incêndio padrão ISO834 e foi efetuado o registo da evolução da temperatura do aço e da expansão do intumescente.

Os resultados mostram uma influência do peso próprio do intumescente no processo de expansão, verificando-se que no caso das secções I e H a expansão do intumescente no banzo inferior é significativamente maior que a do banzo superior. Nestas secções a expansão na alma é mais significativa do que a medida nos banzos e é visível uma menor expansão na zona de concordância entre a alma e os banzos.

Nas secções com ângulos retos, como os vértices dos banzos e das cantoneiras, verifica-se uma expansão inferior do intumescente, em comparação com a restante superfície, e em alguns casos até uma retração da tinta, pelo que se recomenda a aplicação de uma sobre espessura de tinta, de modo a compensar este efeito de bordo geométrico.

O desempenho da tinta A foi analisado através de testes de resistência ao fogo conduzidos em quatro secções distintas (IPE100, SHS100x100x4, CHS101,6x4,05 e LNP100x50x8). Aplicando um carregamento de flexão em três pontos foi realizado um conjunto de 50 testes, considerando a análise paramétrica: (i) 8 testes realizados à temperatura ambiente; (ii) 12 testes de resistência ao fogo sem aplicação de material de proteção ao fogo e com carregamento mecânico representativo de 30%, 50% e 70% do grau de utilização; (iii) 30 testes de resistência ao fogo em perfis protegidos com espessuras nominais de proteção de 1000 e 2000 [µm] e com carregamento mecânico representativo de 30%, 50% e 70% do grau de utilização.

Os resultados da temperatura crítica e do tempo de resistência ao fogo dos perfis não protegidos foram comparados com os resultados obtidos pelo método simplificado do eurocódigo 3 parte 1-2. Considerando as propriedades nominais das secções, os resultados experimentais do tempo de resistência ao fogo da secção circular CHS é inferior ao determinado pelo método simplificado, enquanto que o resultado da secção LNP é pelo menos duas vezes o obtido pelo método simplificado.

Nos elementos testados com diferentes espessuras de proteção ao fogo, verificou-se a influência da espessura no tempo de resistência ao fogo. Nos perfis IPE testados a resistência ao fogo aumenta com o aumento da espessura de proteção. Nos restantes casos, o aumento de espessura de proteção pode não proporcionar um aumento de resistência ao fogo. Esta situação ocorre principalmente nas secções SHS e CHS, nas quais se verifica o aparecimento de fendas longitudinais e posterior retração da camada intumescente deixando algumas zonas do aço desprotegidas. Noutros casos quando a espessura de proteção DFT é maior originando uma expansão mais elevada, não conduz a uma maior proteção. Devido à reduzida resistência mecânica do intumescente após atingir a expansão máxima como não consegue suportar o seu peso próprio acaba por cair, deixando o perfil total ou parcialmente desprotegido.

No Capítulo 6 foi desenvolvido um modelo numérico do comportamento e do processo de intumescência das tintas intumescentes baseado nas equações de conservação de massa e de energia aplicadas aos componentes principais das tintas, no seu estado sólido e gasoso. A equação de energia tem em consideração a energia acumulada na massa sólida e de gás do intumescente, o fluxo de calor por condução, a difusão do fluxo de gás no interior dos poros da camada intumescente porosa e os processos térmicos endotérmicos e exotérmicos provenientes das etapas de decomposição térmica da tinta. O domínio espacial do substrato do intumescente considera unicamente o mecanismo de transferência de calor por condução.

Foi dada especial atenção à determinação do coeficiente de transferência de calor por condução que incorpora o valor da condutividade térmica da tinta virgem, do resíduo carbonoso primário e secundário, e dos gases existentes no interior dos poros. A condutividade efetiva do meio poroso é definida pelo modelo de Russell, adicionando-se ao valor da condutividade térmica da fração gasosa a componente de transferência de calor por condução e o termo radiativo definido pela equação de Loeb.

A solução do modelo numérico é determinada pelo método das diferenças finitas não uniformes, considerando um método adaptativo de malha móvel, e uma integração temporal incremental e iterativa através do método das linhas (MOL). O algoritmo de solução é implementado no software Matlab.

O modelo numérico é aplicado à simulação dos ensaios experimentais realizados no calorímetro de cone, com diferentes espessuras de proteção intumescente, dois fluxos de calor por radiação e às duas tintas A e B. Os resultados numéricos apresentam o campo de temperaturas dos três domínios analisados, placas de silicato de cálcio, placas de aço e

camada intumescente ao longo do tempo e do processo de expansão do intumescente. É ainda possível obter a variação temporal da fração mássica dos componentes do intumescente ao longo da sua espessura. A representação da massa dos resíduos, adimensionalizada em relação à massa inicial de tinta virgem, revela-se um parâmetro relevante na análise da eficiência das tintas intumescentes através do seu grau de carbonização.

É realizada uma comparação entre os resultados numéricos e os experimentais relativamente à variação da temperatura das placas de aço e à evolução da expansão da camada intumescente.

A comparação conduzida ao nível da evolução da temperatura do aço em dois instantes de tempo distintos resulta num erro compreendido aproximadamente entre 1% e 20%, apresentando tendencialmente valores mais reduzidos nas simulações realizadas com a tinta A.

As curvas numéricas e experimentais da evolução da expansão do intumescente apresentam diferenças mais significativas no início do processo de intumescência, com os resultados experimentais a apresentar uma taxa de expansão superior à obtida com a simulação numérica. Quando o processo térmico se aproxima do regime estacionário a expansão do intumescente obtida numericamente converge para o valor determinado experimentalmente e definido como sendo a expansão máxima.

O comportamento apresentado permite aferir da necessidade de se conduzirem simulações numéricas adicionais de sensibilidade de alguns parâmetros não considerados no desenvolvimento do modelo numérico, nomeadamente a contribuição dos gases produzidos pela primeira etapa de decomposição para a expansão do intumescente, influência das propriedades térmicas dos componentes sólidos do intumescente e a variação do diâmetro dos poros ao longo da espessura do intumescente e com a exposição à ação térmica.

7.2 Linhas futuras de investigação

O trabalho apresentado ao longo deste documento permitiu verificar que os modelos analíticos e numéricos não conseguem descrever com precisão o comportamento das tintas intumescentes expostas a uma situação térmica. Mesmo que as reações sinérgicas que ocorrem durante as várias etapas de decomposição do intumescente não sejam conhecidas em detalhe o modelo apresentado consegue descrever o comportamento de perda de massa

e de formação da camada carbonosa obtidos pelos testes de termogravimetria. No entanto, quando esta decomposição e a temperatura a que o intumescente se encontra é determinada pela equação de energia, que considera os vários mecanismos de transferência de calor ao longo do intumescente devidos ao gradiente térmico na sua espessura, a diferença entre os resultados numéricos e os experimentais já são mais significativos.

Este facto deve-se essencialmente à falta do conhecimento das propriedades térmicas dos componentes da tinta intumescente da sua camada carbonosa. Com vista a melhorar o modelo numérico apresentado é necessária a determinação da variação com a temperatura da condutividade térmica e do calor específico da tinta no estado inicial (virgem) e do material sólido carbonoso, utilizando por exemplo o método *HotDisk* (Al-Ajlan, Saleh A., 2006).

O conhecimento detalhado das propriedades do material de proteção assume uma maior importância quando a tendência da Engenharia de segurança aos incêndios caminha no sentido do projeto baseado no desempenho em detrimento das metodologias prescritivas. Como demonstrado, o desempenho das tintas intumescentes é muito dependente da ação térmica, pelo que a extrapolação do comportamento das tintas intumescentes da curva de incêndio padrão para outras como as curvas paramétricas ou de incêndio naturais é de evitar. Considerando a grande variabilidade das curvas de incêndio naturais só um modelo numérico robusto e fiável garantirá que a verificação de segurança ao fogo baseada no desempenho possa ser utilizada em estruturas protegidas com materiais reativos.

Assim é imperativo que sejam realizados ensaios de resistência ao fogo em perfis protegidos com tinta intumescente utilizando outras curvas para além da curva de incêndio padrão ISO834 com o objetivo de calibrar os modelos numéricos.

Um modelo de previsão do comportamento das tintas intumescentes só será completo se for totalmente independente de constantes de calibração provenientes dos testes experimentais, como a expansão máxima no modelo desenvolvido. Estes modelos devem ser definidos através das equações de Navier-Stokes aplicadas às frações sólidas e de gás do intumescente, nas quais a variação da pressão no interior dos poros e a viscosidade do meio poroso, entre outros fatores, regem o aumento da intumescência.

Adicionalmente para a definição do modelo termo-hidro-mecânico é necessária a caracterização da resistência mecânica do intumescente nas suas várias etapas de

decomposição. Estas propriedades mecânicas podem ser obtidas através de testes realizados num analisador termomecânico (TMA).

Os testes experimentais apresentados foram realizados após o tempo mínimo de secagem e o tempo de acondicionamento atmosférico, à semelhança dos ensaios para certificação das tintas intumescentes realizados nos laboratórios certificados. Deste modo a avaliação de desempenho do material de proteção ao fogo tem em consideração as propriedades no momento da sua aplicação e não tem em consideração qualquer fator que reduza o seu efeito de proteção devido ao seu envelhecimento.

É fundamental analisar-se o efeito do envelhecimento deste e de outros materiais de proteção ao fogo através de um envelhecimento natural ou acelerado com diferentes ciclos de temperatura e humidade e conhecer a influência da radiação ultravioleta no material de proteção de elementos exteriores.

Foi mostrado que o efeito de bordo tem uma influência significativa no desenvolvimento da expansão do intumescente, pelo que com a aplicação de tintas intumescentes a elementos estruturais de geometria ou secção variável e vigas alveolares (ou de alma rôta) surjam outras singularidades não detetadas nas secções estudadas. Embora exista somente um trabalho de investigação publicado sobre vigas alveolares com proteção intumescente (Bailey, C, 2004), o Comité Europeu de Normalização encontra-se a elaborar uma norma que estabelece os testes de resistência ao fogo a realizar e a sua metodologia das vigas alveolares protegidas com tinta intumescente, (CEN, 2013).

Referências

- Adjerid, Slimane; Flaherty, Joseph E., (1986), *A moving-mesh finite element method with local refinement for parabolic partial differential equations*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol. 55, n.º 1-2, p. 3-26.
- Al-Ajlan, Saleh A., (2006), *Measurements of thermal properties of insulation materials by using transient plane source technique*, Applied Thermal Engineering, Vol. 26, n.º 17-18, p. 2184-2191.
- Anderson, C. E.; Dziuk, J.; Mallow, W. A.; Buckmaster, J., (1985), *Intumescent Reaction Mechanisms*, Journal of Fire Sciences, Vol. 3, n.º 3, p. 161-194.
- Anderson, C. E.; Ketchum, D. E.; Mountain, W. P., (1988), *Thermal Conductivity of Intumescent Chars*, Journal of Fire Sciences, Vol. 6, n.º 6, p. 390-410.
- Anderson, C. E.; Wauters, D. K., (1984), *A thermodynamic heat transfer model for intumescent systems*, INTERNATIONAL JOURNAL OF ENGINEERING SCIENCE, Vol. 22, n.º 7, p. 881-889.
- Arney, David; Flaherty, Joseph, (1990), *An Adaptive Mesh-Moving and Local Refinement Method for Time-Dependent Partial Differential Equations*, ACM Transactions on Mathematical Software, Vol. 16, n.º 1, p. 48-71.
- ASFP, (2009), *Fire Protection for Structural Steel in Buildings (The Yellow Book)*, 4th Edition, ASFP - Association for Specialist Fire Protection,
- ASTM, (2004), *E1354-04, Standard Test For Heat And Visible Smoke Release For Materials And Products Using An Oxygen Consumption Calorimeter*, American Society For Testing And Materials,
- Awad, W. H.; Wilkie, C. A., (2010), *Investigation of the thermal degradation of polyurea: The effect of ammonium polyphosphate and expandable graphite*, Polymer, Vol. 51, n.º 11, p. 2277-2285.
- Babrauskas, V., (1982), *Development of the cone calorimeter - A bench-scale heat release rate apparatus based on oxygen consumption*, NBS Report 82-2611, National Bureau of Standards., Washington.
- Babrauskas, V.; Peacock, R. D.; Reneke, P. A., (2003), *Defining flashover for fire hazard calculations: Part II*, Fire Safety Journal, Vol. 38, n.º 7, p. 613-622.
- Babrauskas, Vytenis, (1995), *Specimen heat fluxes for bench-scale heat release rate testing*, Fire and Materials, Vol. 19, n.º 6, p. 243-252.
- Baggio, P.; Bonacina, C.; Schrefler, B. A., (1997), *Some considerations on modeling heat and mass transfer in porous media*, Transport in Porous Media, Vol. 28, n.º 3, p. 233-251.

- Bailey, C, (2004), *Indicative fire tests to investigate the behaviour of cellular beams protected with intumescent coatings*, FIRE SAFETY JOURNAL, p. 689-709.
- Bailey, C. G.; Burgess, I. W.; Plank, R. J., (1996), *Analyses of the effects of cooling and fire spread on steel-framed buildings*, Fire Safety Journal, Vol. 26, n.º 4, p. 273-293.
- Bakker, K., (1997), *Using the finite element method to compute the influence of complex porosity and inclusion structures on the thermal and electrical conductivity*, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 40, n.º 15, p. 3503-3511.
- Barbot, IPB, (2011), “*High Performance Fire Control (HPFC)*” - Nova Tinta Intumescente de Alto Desempenho. PO FC17/SI/2011 n.º 24767: Projeto cofinanciado pelo Quadro de Referência Estratégico Nacional (QREN) e pelo Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER). Referência. Promotor: Barbot, Instituições participantes: IPB. (início: Outubro de 2012, duração 24 meses).
- Bartholmai, M.; Scharrel, B., (2007), *Assessing the performance of intumescent coatings using bench-scaled cone calorimeter and finite difference simulations*, Fire and Materials, Vol. 31, n.º 3, p. 187-205.
- Bartholmai, M.; Schriever, R.; Scharrel, B., (2003), *Influence of external heat flux and coating thickness on the thermal insulation properties of two different intumescent coatings using cone calorimeter and numerical analysis*, Fire and Materials, Vol. 27, n.º 4, p. 151-162.
- Biswas, Rupak; Flaherty, Joseph E.; Arney, David C., (1993), *An adaptive mesh-moving and refinement procedure for one-dimensional conservation laws*, Applied Numerical Mathematics, Vol. 11, n.º 4, p. 259-282.
- Bourbigot, S.; Duquesne, S.; Leroy, J. M., (1999), *Modeling of heat transfer of a polypropylene-based intumescent system during combustion*, Journal of Fire Sciences, Vol. 17, n.º 1, p. 42-56.
- Branca, C; Di Blasi, C; Horacek, H, (2002), *Analysis of the combustion kinetics and thermal behavior of an intumescent system*, Industrial & Engineering Chemistry Research, p. 2107-2114.
- Brushlinsky, N.N.; Sokolov, S.V.; Wagner, P.; Hall, J.R., (2005), *World Fire Statistics - Information Bulletin of the World Fire Statistics Centre, Report № 10 of Centre of Fire Statistics of CTIF*, Ontario, Canada: The Geneva Association
- Buckmaster, J.; Anderson, C. E.; Nachman, A., (1986), *A model for intumescent paints*, International Journal of Engineering Science, Vol. 24, n.º 3, p. 263-276.
- Butler, K. M. , (1997), *Physical Modeling of Intumescent Fire Retardant Polymers*. In Eds Khemani, K. C., Polymeric Foams: Science and Technology. Proceedings, Chap. 15, American Chemical Society,
- Cagliostro, D.E.; Riccitiello, S. R. ; Clark, K. J.; Shimizu, A. B., (1975), *Intumescent coating modeling*, Journal of Fire and Flammability, Vol. 6, p. 205.
- Cai, J.; Liu, R.; Huang, C., (2008), *Kinetic analysis of nonisothermal solid-state reactions: determination of the kinetic parameters by means of a nonlinear regression method*, Journal of Mathematical Chemistry, Vol. 44, n.º 2, p. 551-558.
- Cajot, L.-G.; Pierre, M.; Schleich, J.-B., (1999), *Development of design rules for steel structures subjected to natural fires in closed car parks*, European Commission, Brussels.

- CEN, (1992), *ENV 1993-1-1 Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- CEN, (1999a), *EN1363-1: Fire resistance tests. General requirements*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- CEN, (1999b), *EN1363-2: Fire resistance tests. Alternative and additional procedures*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- CEN, (2002a), *EN1991-1-2 Eurocode 1: Actions on Structures, Part 1.2: General Actions, Actions on Structures Exposed to Fire.*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- CEN, (2002b), *EN13501-2 Fire classification of construction products and building elements - Part 2: Classification using data from fire resistance tests, excluding ventilation services*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- CEN, (2002c), *EN 13501-1: Fire classification of construction products and building elements: part 1 classification using test data from reaction to fire tests*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- CEN, (2005a), *EN1993-1-1 Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- CEN, (2005b), *EN1993-1-2 Eurocode 3: Design of Steel Structures, Part 1-2: General rules, Structural fire design*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- CEN, (2006), *EN1993-1-5 Eurocode 3 : Design of steel structures, Part 1-5: Plated structural elements*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- CEN, (2007), *prEN13381-8 Test methods for determining the contribution to the fire resistance of structural members. Applied reactive protection to steel members*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- CEN, (2009), *EN1990 Eurocode: Basis of Structural Design*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- CEN, (2010), *EN13381-8 Test methods for determining the contribution to the fire resistance of structural members. Part 8: Applied reactive protection to steel members*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- CEN, (2013), *prEN 13381-9: Test methods for determining the contribution to the fire resistance of structural members Part 9: Contribution of fire resistance to steel beams with web opening*, European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- Çengel, Yunus A, (1997), *Introduction to thermodynamics and heat transfer*, Irwin - McGraw-Hill, 0-07-114109-X, Boston.
- Chen, Ke, (1994), *Error Equidistribution and Mesh Adaptation*, SIAM Journal on Scientific Computing, Vol. 15, n.º 4, p. 798-818.
- Chen, YH; Wang, Q, (2007), *Reaction of melamine phosphate with pentaerythritol and its products for flame retardation of polypropylene*, POLYMERS FOR ADVANCED TECHNOLOGIES, p. 587-600.

- Chiu, SH; Wang, WK, (1998), *The dynamic flammability and toxicity of magnesium hydroxide filled intumescent fire retardant polypropylene*, Journal Of Applied Polymer Science, p. 989-995.
- Conesa, J. A.; Marcilla, A.; Caballero, J. A.; Font, R., (2001), *Comments on the validity and utility of the different methods for kinetic analysis of thermogravimetric data*, Journal Of Analytical And Applied Pyrolysis, Vol. 58-59, n.º 0, p. 617-633.
- Corus, (2001), *Fire resistance of steel framed buildings*, Corus Construction & Industrial,
- Crank, J., (1987), *Free and moving boundary problems*, Oxford University Press, 0-19-853370-5, Oxford.
- de Boor, Carl, (1974), *Good approximation by splines with variable knots II*. In Eds Watson, G., Conference on the Numerical Solution of Differential Equations, Chap. Springer Berlin / Heidelberg,
- Decreto-Lei n.º 220/2008 de 12 de Novembro, (2008), *Regime Jurídico da Segurança Contra Incêndio em Edifícios (RJ-SCIE)*, Diário da Republica.
- Deogon, M. S., (1991), *Intumescent fire-proofing e.g. expandable graphite compsns. comprising exfoliating laminar mineral, intumescent char-forming material and binder*, Patent Nº
- Despacho n.º 2074/2009 de 15 de Janeiro, (2009), *Despacho do Presidente da ANPC, conforme previsto no n.º 4 do artigo 12.º do Decreto-lei n.º 220/2008 de 12 de Novembro: Critérios técnicos para determinação da densidade de carga de incêndio modificada*, Diário da Republica.
- Di Blasi, C., (1993), *Modeling and simulation of combustion processes of charring and non-charring solid fuels*, Progress in Energy and Combustion Science, Vol. 19, n.º 1, p. 71-104.
- Di Blasi, C., (1996), *Heat, momentum and mass transport through a shrinking biomass particle exposed to thermal radiation*, Chemical Engineering Science, Vol. 51, n.º 7, p. 1121-1132.
- Di Blasi, C., (2000), *The state of the art of transport models for charring solid degradation*, Polymer International, p. 1133-1146.
- Di Blasi, C., (2004), *Modeling the effects of high radiative heat fluxes on intumescent material decomposition*, Journal Of Analytical And Applied Pyrolysis, Vol. 71, n.º 2, p. 721-737.
- Di Blasi, C.; Branca, C., (2001), *Mathematical model for the nonsteady decomposition of intumescent coatings*, Aiche Journal, Vol. 47, n.º 10, p. 2359-2370.
- Dolan, M. C., (1985), *Carbon monoxide poisoning*, CMAJ : Canadian Medical Association journal = journal de l'Association medicale canadienne, Vol. 133, n.º 5, p. 392-399.
- Dorfi, E. A.; Drury, L. O'C, (1987), *Simple adaptive grids for 1 - D initial value problems*, Journal of Computational Physics, Vol. 69, n.º 1, p. 175-195.
- Doyle, C. D., (1962), *Estimating isothermal life from thermogravimetric data*, Journal Of Applied Polymer Science, Vol. 6, n.º 24, p. 639-642.
- Duquesne, S.; Delobel, R.; Le Bras, M.; Camino, G., (2002), *A comparative study of the mechanism of action of ammonium polyphosphate and expandable graphite in polyurethane*, Polymer Degradation and Stability, Vol. 77, n.º 2, p. 333-344.

- Duquesne, S.; Le Bras, M.; Bourbigot, S.; Delobel, R.; Vezin, H.; Camino, G.; Eling, B.; Lindsay, C.; Roels, T., (2003), *Expandable graphite: a fire retardant additive for polyurethane coatings*, Fire and Materials, Vol. 27, n.º 3, p. 103-117.
- Duquesne, S.; S., Bourbigot; Delobel, R., (2007), *Mechanism of fire protection in intumescent coatings*, European Coatings Conference: Fire Retardant Coatings II, Eds Berlin.
- ECCS, (1995), *Explanation Document for ECCS n.º 89 Euro-Nomogram: Fire Resistance of Steel Structures*, European Convention for Constructional Steelwork,
- Fina, A.; Abbenhuis, H. C. L.; Tabuani, D.; Camino, G., (2006), *Metal functionalized POSS as fire retardants in polypropylene*, Polymer Degradation and Stability, Vol. 91, n.º 10, p. 2275-2281.
- Flaherty, Joseph E.; Moore, P. K., (1995), *Integrated space-time adaptive hp-refinement methods for parabolic systems*, Applied Numerical Mathematics, Vol. 16, n.º 3, p. 317-341.
- Flynn, J. H.; Wall, L. A., (1966), *General Treatment of the Thermogravimetry of Polymers*, Journal of research of the National Bureau of Standards - A. Physics and Chemistry, Vol. 70A, n.º 4, p. 487-523.
- Font, R.; Martín-Gullón, I.; Esperanza, M.; Fullana, A., (2001), *Kinetic law for solids decomposition. Application to thermal degradation of heterogeneous materials*, Journal Of Analytical And Applied Pyrolysis, Vol. 58-59, n.º 0, p. 703-731.
- Fornberg, Bengt, (1988), *Generation of finite difference formulas on arbitrarily spaced grids*, Mathematics of Computation, Vol. 51, n.º 184, p. 699-706.
- Fornberg, Bengt, (1998), *Calculation of Weights in Finite Difference Formulas*, SIAM Review, Vol. 40, n.º 3, p. 685-691.
- Futterer, T; Mans, V.; Garcia, D., (2007), *New developments in intumescent fire-protection-combinations for thermoplastics* European Coatings Conference - Fire Retardant Coatings II, Eds Berlin-Germany.
- Gardner, L.; Baddoo, N. R., (2006), *Fire testing and design of stainless steel structures*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 62, n.º 6, p. 532-543.
- Gillet, M.; Autrique, L.; Perez, L., (2007), *Mathematical model for intumescent coatings growth: application to fire retardant systems evaluation*, Journal of Physics D-Applied Physics, Vol. 40, n.º 3, p. 883-899.
- Grexa, O; Poutch, F; Manikova, D; Martvonova, H; Bartekova, A, (2003), *Intumescence in fire retardancy of lignocellulosic panels*, POLYMER DEGRADATION AND STABILITY, p. 373-377.
- Gu, J. W.; Zhang, G. C.; Dong, S. L.; Zhang, Q. Y.; Kong, J., (2007), *Study on preparation and fire-retardant mechanism analysis of intumescent flame-retardant coatings*, Surface & Coatings Technology, Vol. 201, p. 7835-7841.
- Han, Z.; Fina, A.; Malucelli, G.; Camino, G., (2010), *Testing fire protective properties of intumescent coatings by in-line temperature measurements on a cone calorimeter*, Progress in Organic Coatings, Vol. 69, n.º 4, p. 475-480.
- Horacek, H., (2009), *Reactions of Stoichiometric Intumescent Paints*, Journal Of Applied Polymer Science, Vol. 113, n.º 3, p. 1745-1756.

- Horacek, H.; Pich, S., (2000), *The importance of intumescent systems for fire protection of plastic materials*, Polymer International, Vol. 49, n.º 10, p. 1106-1114.
- Huang, W.; Ren, Y.; Russell, R. D., (1994a), *Moving mesh methods based on moving mesh partial differential equations*, J. Comput. Phys, n.º 113, p. 279-290.
- Huang, W.; Ren, Y.; Russell, R. D., (1994b), *Moving Mesh Partial Differential Equations (MMPDES) Based on the Equidistribution Principle*, SIAM Journal on Numerical Analysis, Vol. 31, n.º 3, p. 709-730.
- Huang, Weizhang, (2001), *Variational Mesh Adaptation: Isotropy and Equidistribution*, Journal of Computational Physics, Vol. 174, n.º 2, p. 903-924.
- Huang, Weizhang; Russell, Robert D., (2011), *Adaptive Moving Mesh Methods*, Springer New York, 978-1-4419-7916-2,
- Huang, Weizhang; Sun, Weiwei, (2003), *Variational mesh adaptation II: error estimates and monitor functions*, Journal of Computational Physics, Vol. 184, n.º 2, p. 619-648.
- Hundsdoerfer, Willem, Verwer, Jan G., (2003), *Numerical Solution of Time-Dependent Advection-Diffusion-Reaction Equations*, Springer, New York.
- Hyman, J. M.; Li, Shengtai; Petzold, L. R., (2003), *An adaptive moving mesh method with static rezoning for partial differential equations*, Computers & Mathematics with Applications, Vol. 46, n.º 10-11, p. 1511-1524.
- IPQ, (2006), *NP EN 10002-1: Materiais metálicos, Ensaio de tracção. Parte 1: Método de ensaio (à temperatura ambiente)* Instituto Português da Qualidade,
- IPQ, (2010), *Eurocódigo 3 projecto de estruturas de aço Parte 1-2 regras gerais. Verificação da resistência ao fogo NP EN 1993-1-2: 2010*, Instituto Português Da Qualidade, IPQ, Caparica.
- Irvine, D. J.; McCluskey, J. A.; Robinson, I. M., (2000), *Fire hazards and some common polymers*, Polymer Degradation and Stability, Vol. 67, n.º 3, p. 383-396.
- ISO834, (1999), *Fire-resistance tests - Elements of building construction*, International Organization for Standardization, Geneva.
- ISO5660-1, (2002), *Reaction to fire tests - Heat release, smoke production and mass loss rate. Part 1: Heat release rate (cone calorimeter method)*, International Organization for Standardization,
- ISO, (2002), *ISO5660-1: Reaction to fire tests - Heat release, smoke production and mass loss rate. Part 1: Heat release rate (cone calorimeter method)*, International Organization for Standardization,
- Javierre, E.; Vuik, C.; Vermolen, F. J.; van der Zwaag, S., (2006), *A comparison of numerical models for one-dimensional Stefan problems*, Journal of Computational and Applied Mathematics, Vol. 192, n.º 2, p. 445-459.
- Jia, F.; Galea, E. R.; Patel, M. K., (1999), *Numerical simulation of the mass loss process in pyrolyzing char materials*, Fire and Materials, Vol. 23, n.º 2, p. 71-78.
- Jimenez, M.; Duquesne, S.; Bourbigot, S., (2009), *Kinetic analysis of the thermal degradation of an epoxy-based intumescent coating*, Polymer Degradation and Stability, Vol. 94, n.º 3, p. 404-409.

- JOCE, (2000), *Decisão da Comissão das Comunidades Europeias 2000/367/CE: Sistema de classificação adoptado a nível comunitário para o desempenho dos produtos de construção*, Jornal Oficial das Comunidades Europeias, Bruxelas.
- JOCE, (2003), *Decisão da Comissão de 26 de Agosto de 2003 que altera a Decisão 2000/147/CE que aplica a Directiva 89/106/CEE do Conselho relativa à classificação dos produtos de construção no que respeita ao desempenho em matéria de reacção ao fogo*, Jornal Oficial das Comunidades Europeias, Bruxelas.
- JOUE, (2004), *Directive 2004/42/CE of the European Parliament and of the Council of 21 April 2004 on the limitation of emissions of volatile organic compounds due to the use of organic solvents in certain paints and varnishes and vehicle refinishing products and amending Directive 1999/13/EC*, Jornal Oficial da União Europeia,
- Kaitila, O., (2000), *Cold- Formed Steel Structures in Fire Conditions*, Seminar on Steel Structures, Eds Helsinki University of Technology.
- Kandare, E.; Kandola, B. K.; Staggs, J. E. J., (2007), *Global kinetics of thermal degradation of flame-retarded epoxy resin formulations*, Polymer Degradation and Stability, Vol. 92, n.º 10, p. 1778-1787.
- Kantorovich, Isaac I.; Bar-Ziv, Ezra, (1999), *Heat transfer within highly porous chars: a review*, Fuel, Vol. 78, n.º 3, p. 279-299.
- Karter, MJ, (2012), *Fire loss in the United States during 2011*, National Fire Protection Association, Fire Analysis and Research Division, Quincy (MA).
- Kissinger, H. E., (1957), *Reaction Kinetics in Differential Thermal Analysis*, Analytical Chemistry, Vol. 29, n.º 11, p. 1702-1706.
- Kodur, V.; Garlock, M.; Iwankiw, N., (2007), *Report No. CEE-RR: National Workshop on Structures in Fire: State-of-the-Art, Research and Training Needs*, National Science Foundation and to National Institute of Standards & Tech, USA.
- Kolšek, J.; Češarek, P., (2015), *Performance-based fire modelling of intumescent painted steel structures and comparison to EC3*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 104, n.º 0, p. 91-103.
- Koo, J. H., (1998), *Thermal characterization of a ceramic intumescent material*, Fire Technology, Vol. 34, n.º 1, p. 59-71.
- Kopteva, Natalia; Stynes, Martin, (2001), *A Robust Adaptive Method for a Quasi-Linear One-Dimensional Convection-Diffusion Problem*, SIAM Journal on Numerical Analysis, Vol. 39, n.º 4, p. 1446-1467.
- Kuznetsov, G.; Rudzinskii, V., (1999), *Heat transfer in intumescent heat- and fire-insulating coatings*, Journal of Applied Mechanics and Technical Physics, Vol. 40, n.º 3, p. 485-490.
- Lamont, S.; Lane, Barbara; Flint, Graeme; Usmani, Asif, (2006), *Behavior of Structures in Fire and Real Design - A Case Study*, Journal of Fire Protection Engineering, Vol. 16, n.º 1, p. 5-35.
- Lang, Jens; Cao, Weiming; Huang, Weizhang; Russell, Robert D., (2003), *A two-dimensional moving finite element method with local refinement based on a posteriori error estimates*, Applied Numerical Mathematics, Vol. 46, n.º 1, p. 75-94.
- Lautenberger, C., (2007), *A generalized pyrolysis model for combustible solids*, Ph.D., University of California, Berkeley.

<http://proquest.umi.com/pqdweb?did=1500090091&Fmt=7&clientId=37541&RQT=309&VName=PQD>.

- Lautenberger, C.; Fernandez-Pello, C., (2009), *Generalized pyrolysis model for combustible solids*, Fire Safety Journal, Vol. 44, n.º 6, p. 819-839.
- Leach, S. V.; Rein, G.; Ellzey, J. L.; Ezekoye, O. A.; Torero, J. L., (2000), *Kinetic and fuel property effects on forward smoldering combustion*, Combustion and Flame, Vol. 120, n.º 3, p. 346-358.
- Lefebvre, J.; Mamleev, V.; Le Bras, M.; Bourbigot, S., (2005), *Kinetic analysis of pyrolysis of cross-linked polymers*, Polymer Degradation and Stability, Vol. 88, n.º 1, p. 85-91.
- Lewis, K.R., (2000), *Fire Design of Steel Members*, Report, F. E. R., Fire Engineering Research Report, University of Canterbury, Canterbury.
- Li, Shengtai; Petzold, Linda, (1997), *Moving Mesh Methods with Upwinding Schemes for Time-Dependent PDEs*, Journal of Computational Physics, Vol. 131, n.º 2, p. 368-377.
- Longton, P.J.; Houyoux, C.; Zhao, B.; Chico, B., (2005), *Development of alternative technologies for off-site applied intumescent coatings*, 21216, L.EN, pp. 1-141, European Commission, Luxembourg.
- Lyon, R. E., (1998), *Pyrolysis kinetics of char forming polymers*, Polymer Degradation and Stability, Vol. 61, n.º 2, p. 201-210.
- Mackenzie, J. A.; Robertson, M. L., (2000), *The numerical solution of one-dimensional phase change problems using an adaptive moving mesh method*, Journal of Computational Physics, Vol. 161, n.º 2, p. 537-557.
- Mackenzie, J.A.; Mekwi, W., (2004), *An adaptive moving mesh method with local mesh refinement for singularly perturbed PDEs*, International Conference on Boundary and Interior Layers (BAIL) Proceedings, Eds Toulouse, France.
- Madrzykowski, D.; Stroup, D. W. , (2008), *Flammability Hazard of Materials*. In Eds Quincy, M., Cote, A. E., Grant, C. C., Hall, J. R., Jr. & Solomon, R. E., Fire Protection Handbook, Chap. 3 - Section 2, 20th, National Fire Protection Assoc.,
- Magyari, Eugen; Pantokratoras, Asterios, (2011), *Note on the effect of thermal radiation in the linearized Rosseland approximation on the heat transfer characteristics of various boundary layer flows*, International Communications in Heat and Mass Transfer, Vol. 38, n.º 5, p. 554-556.
- Mamleev, V.; Bourbigot, S.; Le Bras, M.; Duquesne, S.; Sestak, J., (2000a), *Modelling of nonisothermal kinetics in thermogravimetry*, Physical Chemistry Chemical Physics, Vol. 2, n.º 20, p. 4708-4716.
- Mamleev, V.; Bourbigot, S.; Le Bras, M.; Duquesne, S.; Sestak, J., (2000b), *Thermogravimetric analysis of multistage decomposition of materials*, Physical Chemistry Chemical Physics, Vol. 2, n.º 20, p. 4796-4803.
- Melinek, S. J.; Thomas, P. H., (1987), *Heat flow to insulated steel*, Fire Safety Journal, Vol. 12, n.º 1, p. 1-8.
- Mesquita, L.; Piloto, P.; Magalhães, F.; Pimenta, J.; Vaz, M., (2010), *Caracterização da decomposição térmica e formação carbonosa de tintas intumescentes*, p. 169-170, 8º Congresso Nacional de Mecânica Experimental, Eds Guimarães.

- Mesquita, L.; Piloto, P.; Magalhães, F.; Pimenta, J.; Vaz, M., (2011a), *Characterization of the thermal decomposition and char formation of intumescent coatings (in Portuguese: Caracterização da decomposição térmica e formação carbonosa de tintas intumescentes)*, Portuguese Journal of Experimental Mechanics, Vol. 19, p. 91-99.
- Mesquita, L.; Piloto, P.; Roque, S.; Vaz, M., (2011b), *Resistência ao fogo de vigas protegidas com tinta intumescente: estudo experimental*, p. II-149-158, VIII Congresso de Construção Metálica e Mista, Guimarães, Portugal, Eds Silva, L., Cruz, P., Lopes, N., Fernandes, A. & Batista, A., Guimarães, Portugal.
- Mesquita, L.; Piloto, P.; Vaz, G.M.A.; Pinto, T., (2008), *Numerical estimation for intumescent thermal protection using one-dimensional IHCP*, 8th. World Congress on Computational Mechanics (WCCM8) in conjunction with 5th. European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering (ECCOMAS 2008), Eds Venice, Italy.
- Mesquita, L.; Piloto, P.; Vaz, M., (2009a), *Intumescent coating modelling based on small scale experimental tests*, III Conferência MEFTE, Eds Pinho, F., Coelho, P., Oliveira, P. & Piloto, P., Bragança, Portugal.
- Mesquita, L.; Piloto, P.; Vaz, M.; Pinto, T., (2009b), *Decomposition of intumescent coatings: comparison between numerical method and experimental results*, Acta Polytechnica: Journal of Advanced Engineering, Vol. 49, n.º 1, p. 60-65.
- Mesquita, L.M.R.; Piloto, P.A.G.; Vaz, M.A.P.; Vila Real, P.M.M., (2005), *Ensaaios de resistência ao fogo de vigas em aço protegidas com tinta intumescente*, 6º Congresso Nacional de Mecânica Experimental, Eds Ponta Delgada – Universidade dos Açores.
- Miller, K.; Miller, R.N., (1981), *Moving Finite Elements*, SIAM Journal of Numerical Analysis, Vol. 18, p. 1033-1057.
- Moghtaderi, B.; Novozhilov, V.; Fletcher, D.; Kent, J. H., (1997), *An integral model for the transient pyrolysis of solid materials*, Fire and Materials, Vol. 21, n.º 1, p. 7-16.
- Mohri, F.; Azrar, L.; Potier-Ferry, M., (2001), *Flexural-torsional post-buckling analysis of thin-walled elements with open sections*, Thin-Walled Structures, Vol. 39, n.º 11, p. 907-938.
- Moore, P. K., (2001), *Interpolation error-based a posteriori error estimation for two-point boundary value problems and parabolic equations in one space dimension*, Numerische Mathematik, Vol. 90, n.º 1, p. 149-177.
- Neininger, S. M.; Staggs, J. E. J.; Horrocks, A. R.; Hill, N. J., (2002), *A study of the global kinetics of thermal degradation of a fibre-intumescent mixture*, Polymer Degradation and Stability, Vol. 77, n.º 2, p. 187-194.
- Omrane, A.; Wang, Y. C.; Goransson, U.; Holmstedt, G.; Alden, M., (2007), *Intumescent coating surface temperature measurement in a cone calorimeter using laser-induced phosphorescence*, Fire Safety Journal, Vol. 42, n.º 1, p. 68-74.
- Opfermann, J., (2000), *Kinetic Analysis Using Multivariate Non-linear Regression. I. Basic concepts*, Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, Vol. 60, n.º 2, p. 641-658.
- Ozawa, T., (1965), *A new method of analyzing thermogravimetric data*, Bulletin of the chemical society of Japan, Vol. 38, p. 1881-1886.

- Özisik, M Necati, (1993), *Heat Conduction*, 2nd ed, John Wiley & Sons, 0-471-53256-8, New York.
- Peacock, R. D.; Reneke, P. A.; Bukowski, R. W.; Babrauskas, V., (1999), *Defining flashover for fire hazard calculations*, Fire Safety Journal, Vol. 32, n.º 4, p. 331-345.
- Piloto, P.; Vaz, M.; Real, P. Vila; Fonseca, E.; Mesquita, L., (2007-2010), *PTDC/Eme-Pme/64913/2006: Avaliação Do Comportamento De Um Material Intumescente Na Protecção Passiva De Elementos Estruturais Submetidos A Incêndio*, Bragança - Instituto Politécnico de Bragança (IPB), Universidade de Aveiro (UA) Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial (INEGI/UP): Fundação para a Ciência e a Tecnologia (FCT),
- Portaria n.º1532/2008 de 29 de Dezembro, (2008), *Regulamento Técnico de Segurança contra Incêndio em Edifícios (RT-SCIE)*, Diário da Republica.
- Ramos, F.A.F.M.; Gonçalves, C.M., (2000), *Os revestimentos intumescentes na protecção passiva ao fogo de aço estrutural*, Corrosão e Protecção de Materiais, Vol. 19, n.º 1,
- Raub, James A.; Mathieu-Nolf, Monique; Hampson, Neil B.; Thom, Stephen R., (2000), *Carbon monoxide poisoning - a public health perspective*, Toxicology, Vol. 145, n.º 1, p. 1-14.
- Reshetnikov, I. S.; Antonov, A. V.; Khalturinskii, N. A., (1997), *Mathematical description of combustion of intumescent polymer systems*, Combustion Explosion and Shock Waves, Vol. 33, n.º 6, p. 669-684.
- Roque, S., (2011), *Estudo Experimental do Comportamento de Elementos em Aço Protegidos com Tinta Intumescente em Condições de Incêndio*, Master Thesis, Instituto Politécnico de Bragança.
- Russell, H. W., (1935), *PRINCIPLES OF HEAT FLOW IN POROUS INSULATORS**, Journal of the American Ceramic Society, Vol. 18, n.º 1-12, p. 1-5.
- Sanmiguel-Rojas, E.; Ortega-Casanova, J.; Pino, C. del; Fernandez-Feria, R., (2005), *A Cartesian grid finite-difference method for 2D incompressible viscous flows in irregular geometries*, Journal of Computational Physics, Vol. 204, n.º 1, p. 302-318.
- Saucez, P.; Vande Wouwer, A.; Schiesser, W. E.; Zegeling, P., (2004), *Method of lines study of nonlinear dispersive waves*, Journal of Computational and Applied Mathematics, Vol. 168, n.º 1-2, p. 413-423.
- Saucez, Philippe; Schiesser, W. E.; Wouwer, Alain Vande, (2001), *Upwinding in the method of lines*, Mathematics and Computers in Simulation, Vol. 56, n.º 2, p. 171-185.
- Schartel, B.; Bartholmai, M.; Knoll, U., (2005), *Some comments on the use of cone calorimeter data*, Polymer Degradation and Stability, Vol. 88, n.º 3, p. 540-547.
- Schartel, B.; Hull, T. R., (2007), *Development of fire-retarded materials - Interpretation of cone calorimeter data*, Fire and Materials, Vol. 31, n.º 5, p. 327-354.
- Senum, G. I.; Yang, R. T., (1977), *Rational approximations of the integral of the Arrhenius function*, Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, Vol. 11, n.º 3, p. 445-447.
- Silva, V. P. E., (2005), *Determination of the steel fire protection material thickness by an analytical process - a simple derivation*, Engineering Structures, Vol. 27, n.º 14, p. 2036-2043.

- Staggs, J. E. J., (1997), *A discussion of modelling idealised ablative materials with particular reference to fire testing*, Fire Safety Journal, Vol. 28, n.º 1, p. 47-66.
- Staggs, J. E. J., (2003), *Heat and mass transport in developing chars*, Polymer Degradation and Stability, Vol. 82, n.º 2, p. 297-307.
- Staggs, J. E. J., (2009a), *Chapter 14 Porosity Estimates of Intumescent Chars by Image Analysis*. In Eds Fire Retardancy of Polymers: New Strategies and Mechanisms, Chap. The Royal Society of Chemistry, 978-0-85404-149-7.
- Staggs, J. E. J., (2009b), *Convection heat transfer in the cone calorimeter*, Fire Safety Journal, Vol. 44, n.º 4, p. 469-474.
- Staggs, J. E. J., (2010), *Thermal conductivity estimates of intumescent chars by direct numerical simulation*, Fire Safety Journal, Vol. 45, n.º 4, p. 228-237.
- Staggs, J. E. J., (2011), *A reappraisal of convection heat transfer in the cone calorimeter*, Fire Safety Journal, Vol. 46, n.º 3, p. 125-131.
- Staggs, J. E. J.; Crewe, R. J.; Butler, R., (2012), *A theoretical and experimental investigation of intumescent behaviour in protective coatings for structural steel*, Chemical Engineering Science, Vol. 71, n.º 0, p. 239-251.
- Staggs, J. E. J.; Phylaktou, H. N., (2008), *The effects of emissivity on the performance of steel in furnace tests*, Fire Safety Journal, Vol. 43, n.º 1, p. 1-10.
- Staggs, J. E. J.; Whiteley, R. H., (1999), *Modelling the combustion of solid-phase fuels in cone calorimeter experiments*, Fire and Materials, Vol. 23, n.º 2, p. 63-69.
- Strakhov, V. L.; Chubakov, N. G., (1983), *Temperature fields in swelling materials*, Journal of Engineering Physics and Thermophysics, Vol. 45, n.º 3, p. 1054-1060.
- Strakhov, V. L.; Garashchenko, AN; Kuznetsov, GV; Rudzinskii, VP, (2001), *Mathematical simulation of thermophysical and thermochemical processes during combustion of intumescent fire-protective coatings*, Combustion, Explosion, and Shock Waves, Vol. 37, n.º 2, p. 178-186.
- Tadi, M., (2010), *A Four-Step Fixed-Grid Method for 1D Stefan Problems*, Journal of Heat Transfer, Vol. 132, n.º 11, p. 114502-4.
- Tan, K. h.; Wang, Z.; Au, S. K., (2004), *Heat transfer analysis for steelwork insulated by intumescent paint exposed o standard fire conditions*, Third international Workshop Structures in fire, Eds Ottawa.
- Tan, Zhijun; Zhang, Zhengru; Huang, Yunqing; Tang, Tao, (2004), *Moving mesh methods with locally varying time steps*, Journal of Computational Physics, Vol. 200, n.º 1, p. 347-367.
- Tapia, Juan J.; Gilberto López, P., (2009), *Adaptive pseudospectral solution of a diffuse interface model*, Journal of Computational and Applied Mathematics, Vol. 224, n.º 1, p. 101-117.
- Thirumal, M.; Khastgir, D.; Singha, N. K.; Manjunath, B. S.; Naik, Y. P., (2008), *Effect of Expandable Graphite on the Properties of Intumescent Flame-Retardant Polyurethane Foam*, Journal Of Applied Polymer Science, Vol. 110, n.º 5, p. 2586-2594.
- Trahair, N.S., (1993), *Flexural-torsional buckling of structures*, London, 0419181105, E & FN Spon.

- Tramm, H.; Clar, C.; Kuhnel, P.; Schuff, W., (1938), *Fireproofing of wood*, United States, Patent N°
- Várhegyi, G.; Szabó, P.; Jakab, E.; Till, F., (2001), *Least squares criteria for the kinetic evaluation of thermoanalytical experiments. Examples from a char reactivity study*, Journal Of Analytical And Applied Pyrolysis, Vol. 57, n.º 2, p. 203-222.
- Verwer, J. G.; Blom, J. G.; Sanz-Serna, J. M., (1989), *An adaptive moving grid method for one-dimensional systems of partial differential equations*, Journal of Computational Physics, Vol. 82, n.º 2, p. 454-486.
- Verwer, J.G.; Blom, J.G.; Fuszeland, R.M.; Zegeling, P.A., (1989), *A Moving-Grid Method for One-Dimensional PDEs based on the Method of Lines* In Eds Flaherty, J. E., Paslow, P. J., Shephard, M. S. & Vasilakis, J. D., Adaptive Methods for Partial Differential Equations, Chap. 12, SIAM, Philadelphia,
- Vila Real, P.M.M.; Lopes, N.; Silva, L. S.; Franssen, J. M., (2004), *Lateral-torsional buckling of unrestrained steel beams under fire conditions: Improvement of EC3 proposal*, Computers & Structures, Vol. 82, n.º 20-21, p. 1737-1744.
- Vila Real, Paulo M M, (2003), *Incêndio em estruturas metálicas cálculo estrutural*, Edições Orion, 972-8620-04-7, Amadora.
- Vyazovkin, Sergey; Dollimore, David, (1996), *Linear and Nonlinear Procedures in Isoconversional Computations of the Activation Energy of Nonisothermal Reactions in Solids*, Journal of Chemical Information and Computer Sciences, Vol. 36, n.º 1, p. 42-45.
- Walton, W. D.; Thomas, P. H. , (2002), *Chapter 6; Section 3; NFPA HFPE-02 Estimating Temperatures in Compartment Fires*. In Eds Dinunno, P. J., Drysdale, D., Beyler, C. L., Walton, W. D. & (Eds), SFPE Handbook of Fire Protection Engineering., Chap. 3rd,
- Wang, G. J.; Yang, J. Y., (2010), *Influences of binder on fire protection and anticorrosion properties of intumescent fire resistive coating for steel structure*, SURFACE & COATINGS TECHNOLOGY, p. 1186-1192.
- Wang, J.; Chen, Y., (2005), *Flame-retardant mechanism resulting from an intumescent system*, Journal of Fire Sciences, Vol. 23, n.º 1, p. 55-74.
- Wang, L. L.; Wang, Y. C.; Li, G. Q., (2013a), *Experimental study of hydrothermal aging effects on insulative properties of intumescent coating for steel elements*, Fire Safety Journal, Vol. 55, n.º 0, p. 168-181.
- Wang, L. L.; Wang, Y. C.; Yuan, J. F.; Li, G. Q., (2013b), *Thermal conductivity of intumescent coating char after accelerated aging*, Fire and Materials, Vol. 37, n.º 6, p. 440-456.
- Wang, R; Keast, P; Muir, P, (2004a), *A comparison of adaptive software for 1D parabolic PDEs*, Journal of Computational and Applied Mathematics, Vol. 169, n.º 1, p. 127-150.
- Wang, R; Keast, P; Muir, P, (2004b), *A high-order global spatially adaptive collocation method for 1-D parabolic PDEs*, Applied Numerical Mathematics, Vol. 50, n.º 2, p. 239-260.

- Wang, R., (2002), *High order adaptive collocation software for 1-D parabolic PDEs*, Ph.D. thesis, Mathematics and Statistics, Dalhousie University.
<http://www.mathstat.dal.ca/~keast/research/wang.pdf>
- Wang, Y.; Burgess, I.; Wald, F.; Gillie, M., (2012), *Performance-Based Fire Engineering of Structures*, CRC Press, ISBN: 978-0415557337
- Wang, Y. C., (2000), *An analysis of the global structural behaviour of the Cardington steel-framed building during the two BRE fire tests*, Engineering Structures, Vol. 22, n.º 5, p. 401-412.
- Wang, Z. H.; Tan, K. H., (2006), *Sensitivity study of time delay coefficient of heat transfer formulations for insulated steel members exposed to fire*, Fire Safety Journal, Vol. 41, n.º 1, p. 31-38.
- Wang, Z.; Han, E. H.; Liu, F. C.; Ke, W., (2010), *Fire and Corrosion Resistances of Intumescent Nano-coating Containing Nano-SiO₂ in Salt Spray Condition*, Journal of Materials Science & Technology, Vol. 26, n.º 1, p. 75-81.
- Wang, Z.; Han, E.; Ke, W., (2007), *Influence of expandable graphite on fire resistance and water resistance of flame-retardant coatings*, Corrosion Science, Vol. 49, n.º 5, p. 2237-2253.
- Wang, Zhi-Hua; Au, Siu Kui; Tan, Kang Hai, (2005), *Heat transfer analysis using a Green's function approach for uniformly insulated steel members subjected to fire*, Engineering Structures, Vol. 27, n.º 10, p. 1551-1562.
- Wang, ZZ; Lv, P; Hu, Y; Hu, KL, (2009), *Thermal degradation study of intumescent flame retardants by TG and FTIR: Melamine phosphate and its mixture with pentaerythritol*, Journal Of Analytical And Applied Pyrolysis, p. 207-214.
- White, A.B. Jr., (1982), *On the Numerical Solution of Initial/Boundary-Value Problems in One Space Dimension*, SIAM Journal on Numerical Analysis, Vol. 19, n.º 4, p. 683-697.
- Wickstrom, U., (1985), *Temperature analysis of heavily-insulated steel structures exposed to fire*, Fire Safety Journal, Vol. 9, n.º 3, p. 281-285.
- Wong, M. B.; Ghojel, J. I., (2003), *Sensitivity analysis of heat transfer formulations for insulated structural steel components*, Fire Safety Journal, Vol. 38, n.º 2, p. 187-201.
- Woodrow, Brian, (2011), *World Fire Statistics - Information Bulletin of the World Fire Statistics Centre, Report № 27 of Centre of Fire Statistics of CTIF*, Ontario, Canada: The Geneva Association
- Wouwer, A. V.; Saucez, P.; Schiesser, W. E., (1998), *Some user-oriented comparisons of adaptive grid methods for partial differential equations in one space dimension*, Applied Numerical Mathematics, Vol. 26, n.º 1-2, p. 49-62.
- Wouwer, A. V.; Saucez, P.; Schiesser, W. E., (2001), *Adaptive Method of Lines*, Chapman and Hall/CRC, 978-1-58488-231-2,
- Wouwer, A. V.; Saucez, P.; Schiesser, W. E., (2003), *Simulation of Distributed Parameter Systems Using a Matlab-Based Method of Lines Toolbox: Chemical Engineering Applications*, Industrial & Engineering Chemistry Research, Vol. 43, n.º 14, p. 3469-3477.

- Wouwer, A. V.; Saucez, P.; Schiesser, W. E.; Thompson, S., (2005), *A MATLAB implementation of upwind finite differences and adaptive grids in the method of lines*, Journal of Computational and Applied Mathematics, Vol. 183, n.º 2, p. 245-258.
- Wu, K.; Wang, Z. Z.; Liang, H. J., (2008), *Microencapsulation of ammonium polyphosphate: Preparation, characterization, and its flame retardance in polypropylene*, Polymer Composites, Vol. 29, n.º 8, p. 854-860.
- Xu, X.; Huang, W.; Russell, R. D.; Williams, J. F., (2010), *Convergence of de Boor's algorithm for the generation of equidistributing meshes*, IMA Journal of Numerical Analysis,
- Yu, Fan; Wei, Gaosheng; Zhang, Xinxin; Chen, Kui, (2006), *Two Effective Thermal Conductivity Models for Porous Media with Hollow Spherical Agglomerates*, International Journal of Thermophysics, Vol. 27, n.º 1, p. 293-303.
- Yung, D. T.; Benichou, N., (2002), *How design fires can be used in fire hazard analysis*, Fire Technology, Vol. 38, n.º 3, p. 231-242.
- Zegeling, Paul, (1998), *Moving Grid Techniques*. In Eds Weatherill, N. P., Soni, B. K. & Thompson, J. F., Handbook of Grid Generation, Chap. 37, CRC Press, 978-0-8493-2687-5.
- Zhang, F.; Wang, Y.; Jin, Y.; Zhang, J., (2011), *Simulated Effects of Physical Parameters on Heat Transfer of Intumescent Fire-Retardant Polypropylene during Burning*, Journal of Macromolecular Science, Part B, Vol. 50, n.º 6, p. 1185-1195.
- Zhang, F.; Zhang, J.; Wang, Y., (2007), *Modeling study on the combustion of intumescent fire-retardant polypropylene*, Express Polymer Letters, Vol. 1, n.º 3, p. 157-165.
- Zhang, J. G.; Jiang, D. D.; Wilkie, C. A., (2006), *Thermal and flame properties of polyethylene and polypropylene nanocomposites based on an oligomerically-modified clay*, Polymer Degradation and Stability, Vol. 91, n.º 2, p. 298-304.
- Zhao, Bin; Kruppa, Joël, (2004), *Structural behaviour of an open car park under real fire scenarios*, Fire and Materials, Vol. 28, n.º 2-4, p. 269-280.

Anexos

A1. Evolução da temperatura das placas de aço das amostras ensaiadas no calorímetro de cone

As figuras seguintes apresentam a evolução da temperatura dos dois pontos de medição na superfície superior da placa do aço (TOP1 e TOP2) e na superfície inferior da placa de aço (BOT1 e BOT2). A temperatura TCaSi representa a temperatura a meio da placa de 12 [mm] de silicato de cálcio e Tamb a temperatura do ar ambiente registada pelo termopar colocado na proximidade do provete e à cota da superfície inicial deste.

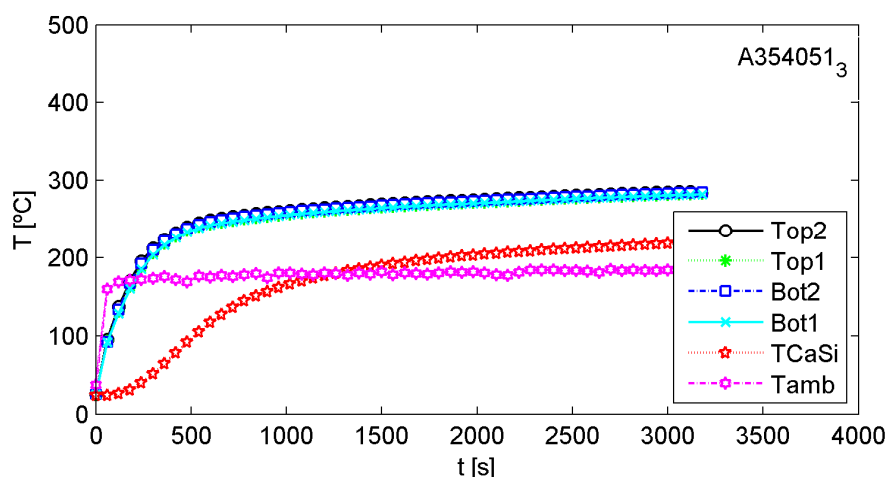


Figura A 1 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A354051-3.

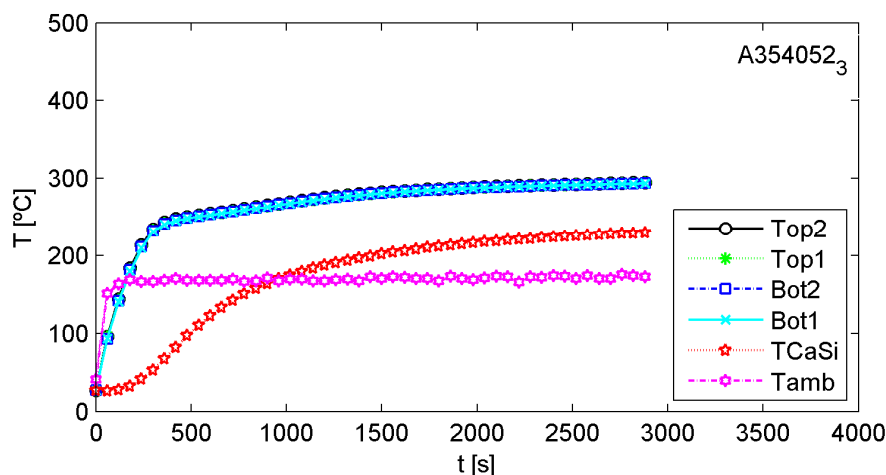


Figura A 2 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A354052-3.

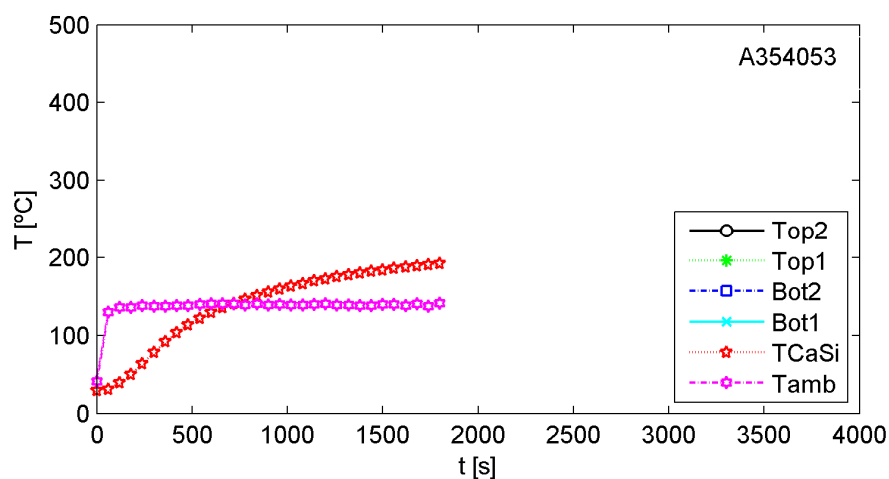


Figura A 3 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A354053.

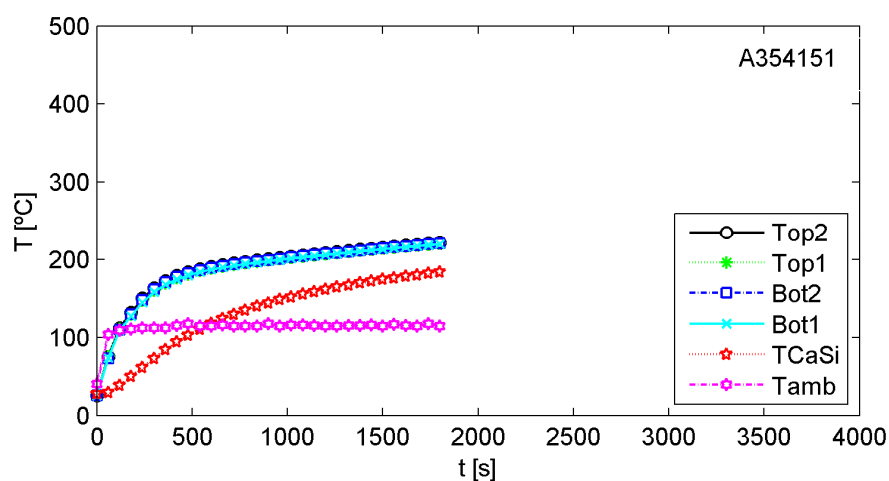


Figura A 4 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A354151.

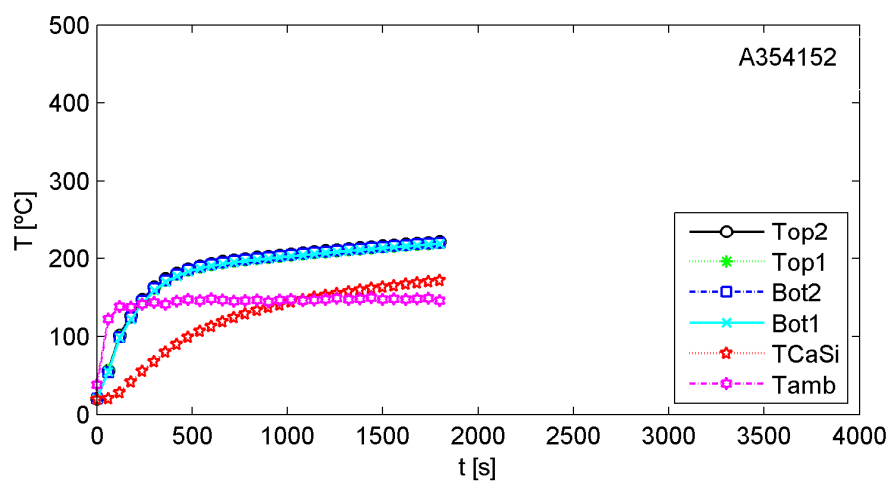


Figura A 5 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A354152.

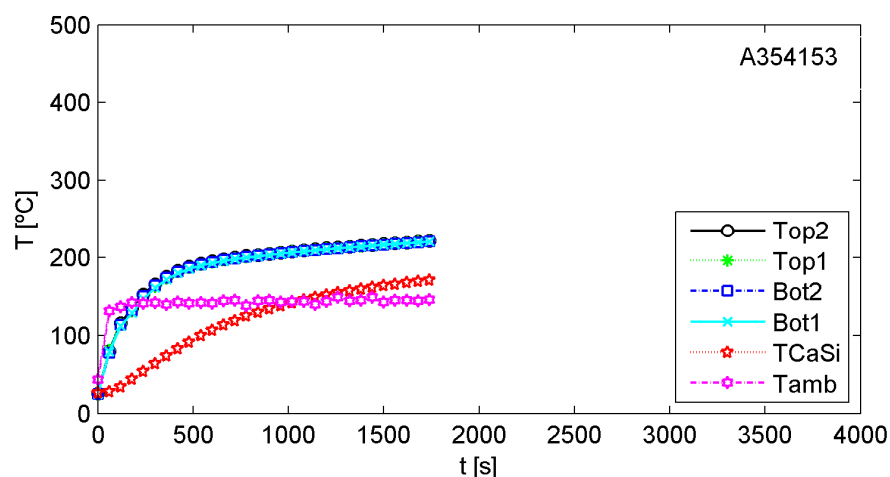


Figura A 6 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A354153.

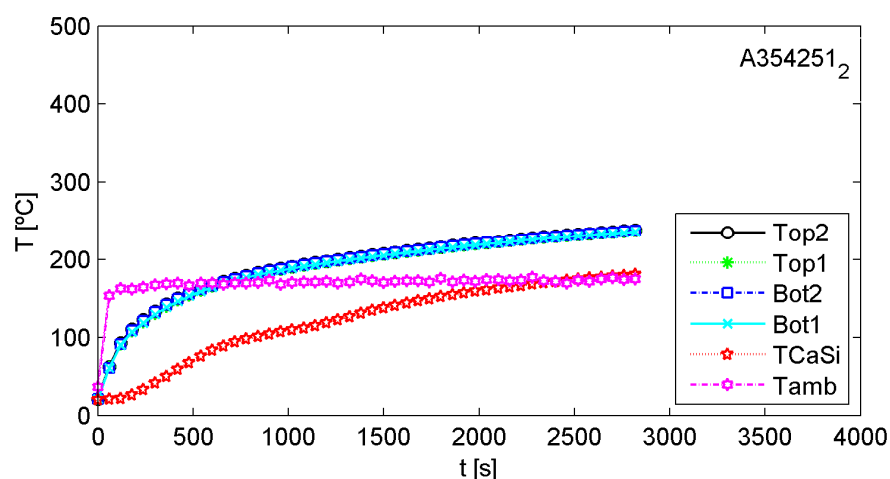


Figura A 7 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A354251-2.

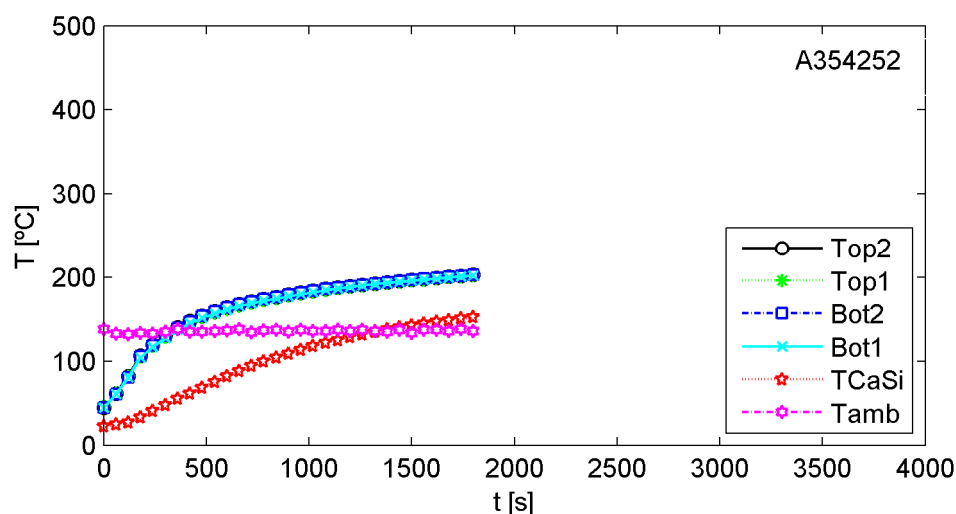


Figura A 8 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A354252.

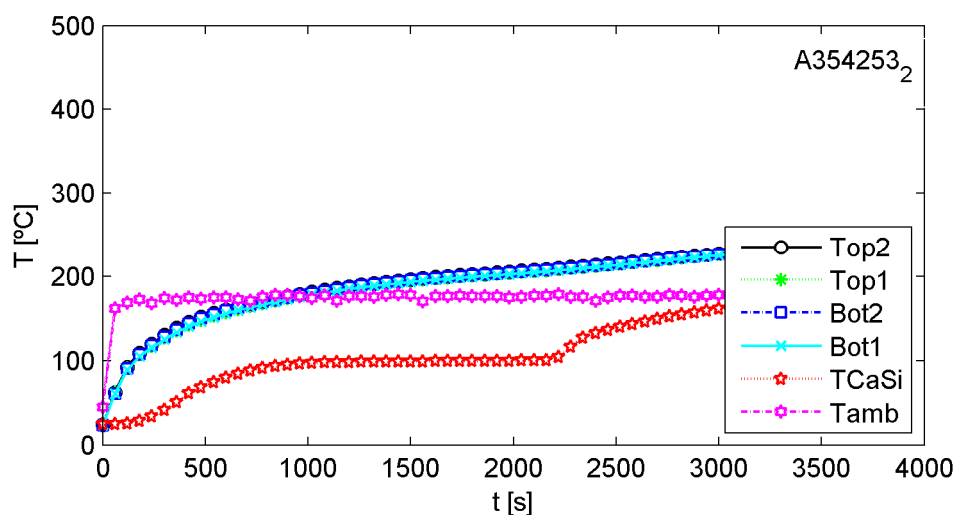


Figura A 9 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A354253-2.

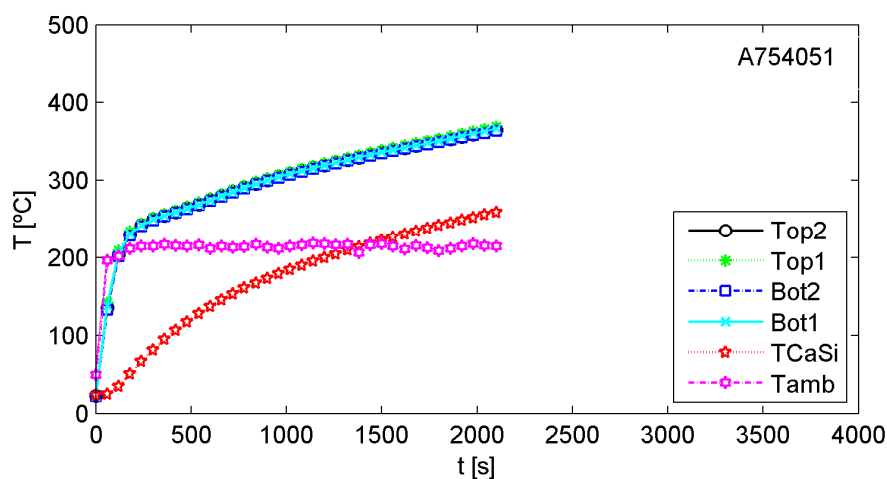


Figura A 10 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A754051.

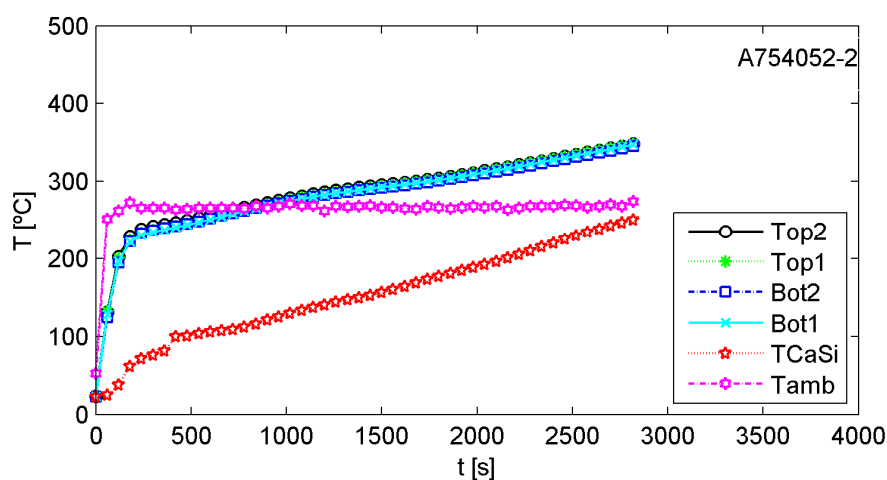


Figura A 11 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A754052-2.

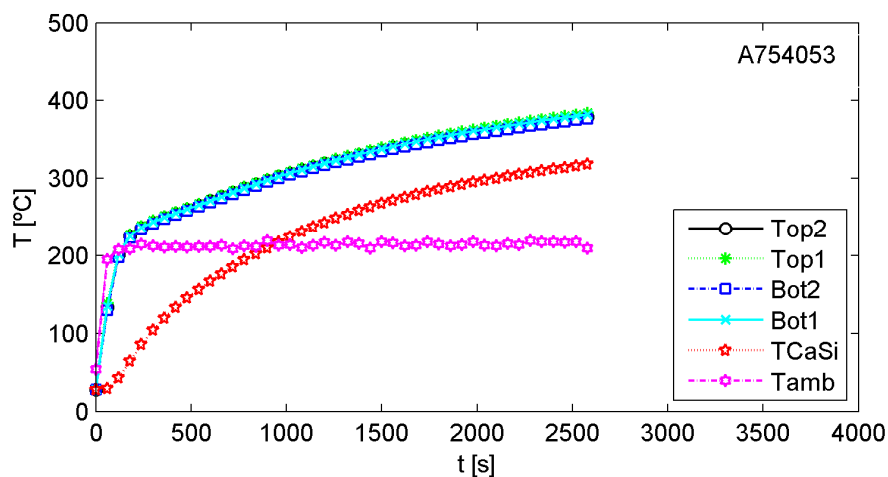


Figura A 12 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A754053.

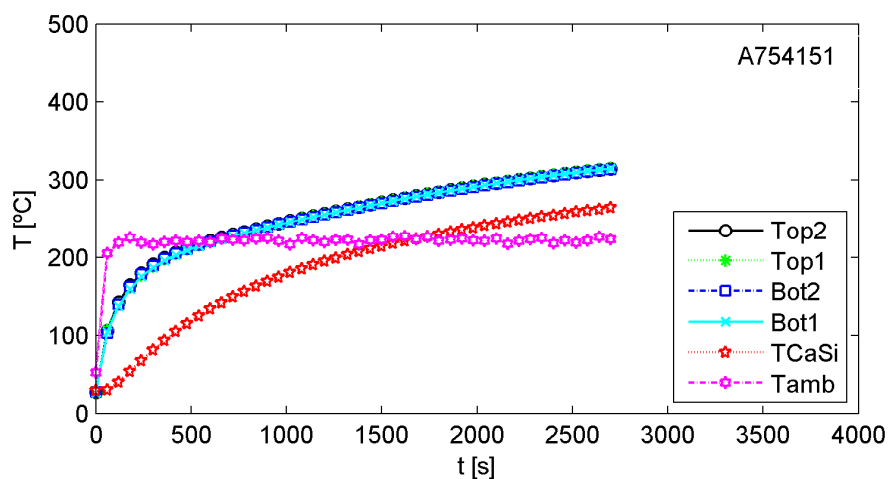


Figura A 13 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A754151.

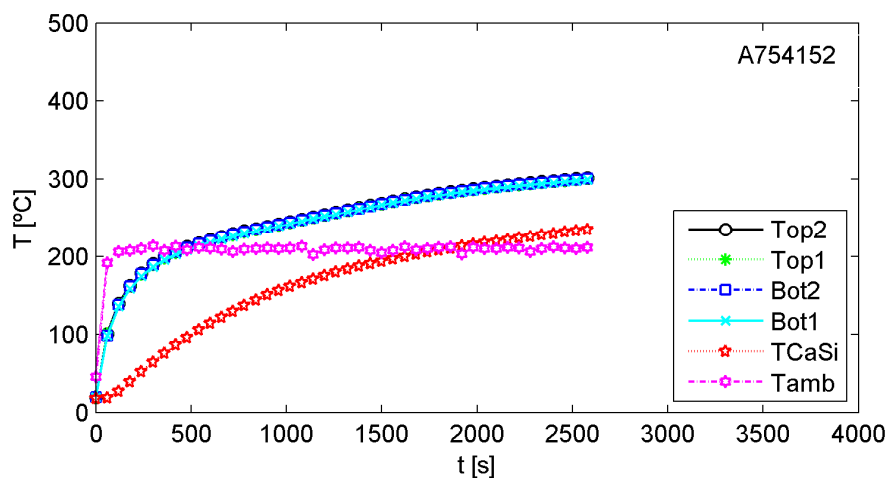


Figura A 14 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A754152.

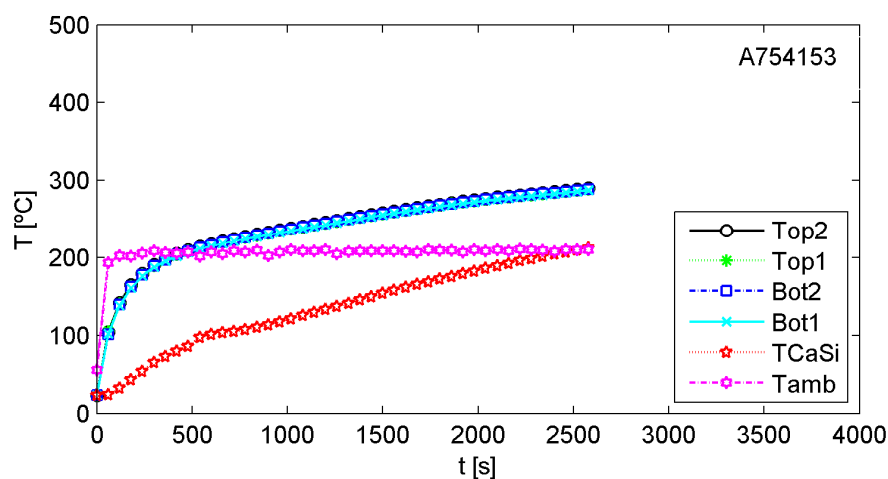


Figura A 15 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A754153.

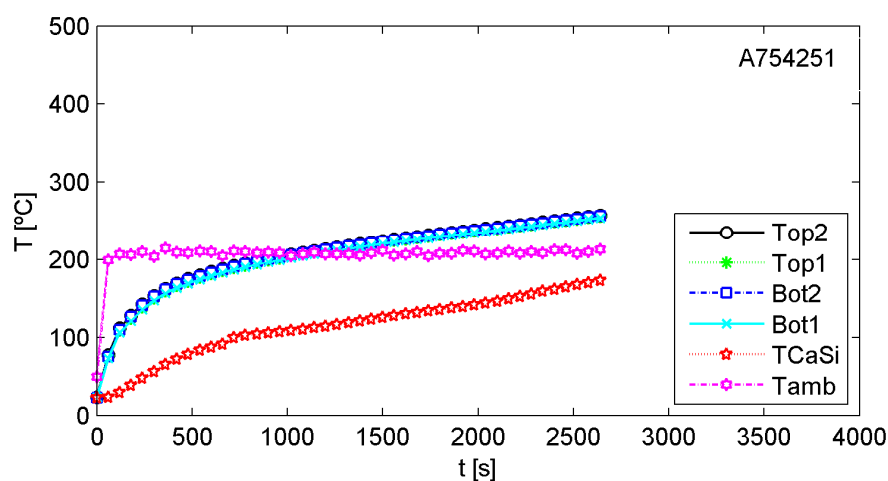


Figura A 16 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A754251.

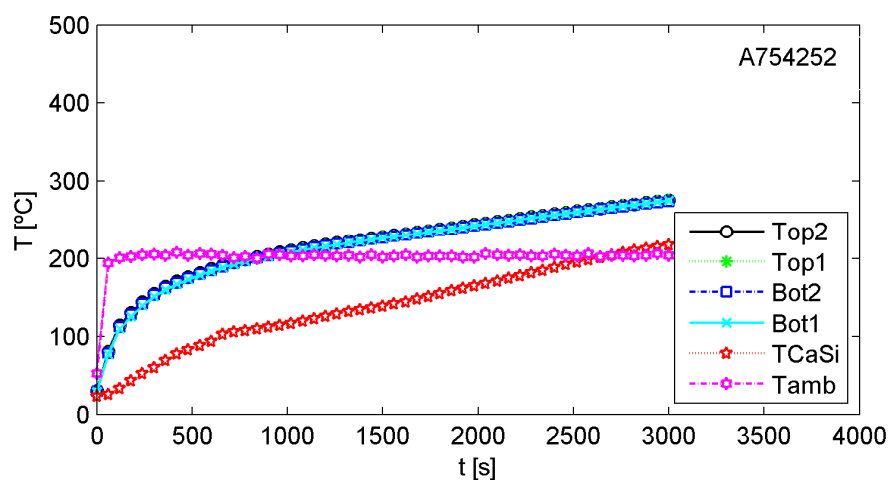


Figura A 17 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A754252.

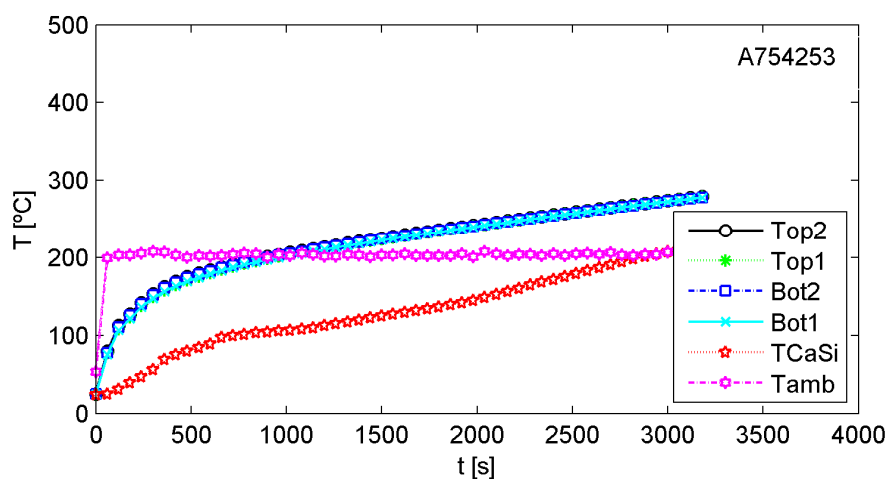


Figura A 18 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A754253.

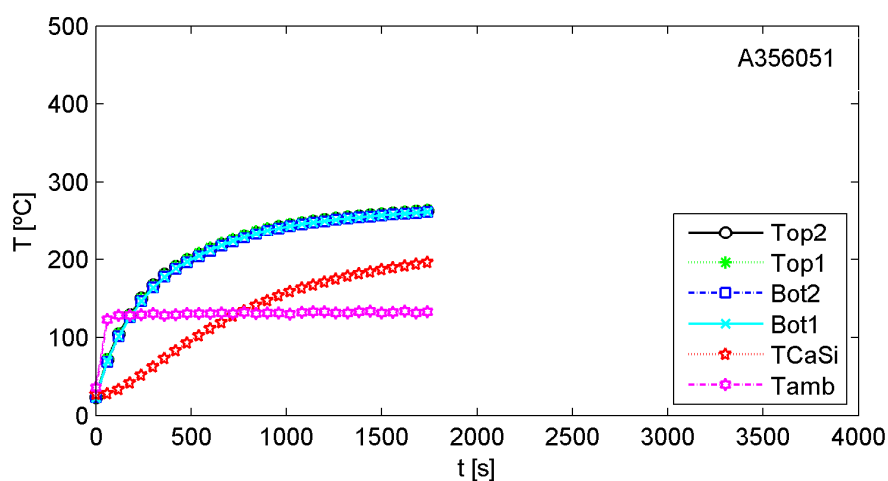


Figura A 19 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A356051.

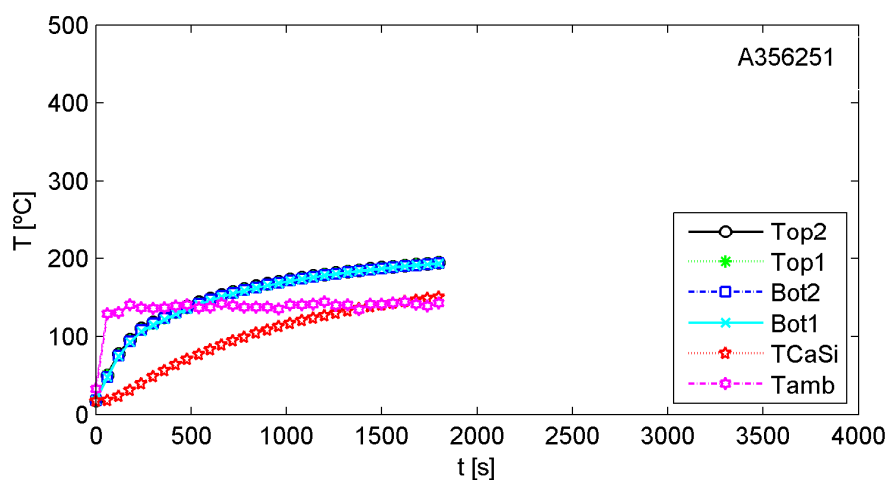


Figura A 20 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A356251.

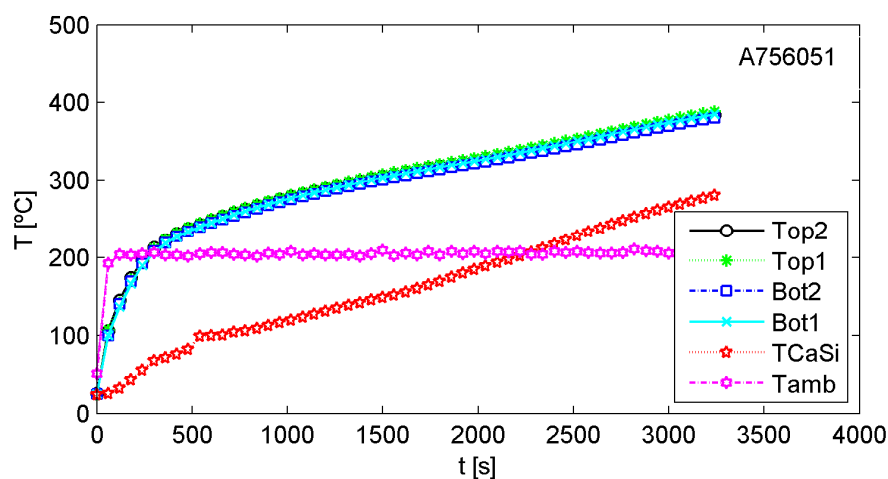


Figura A 21 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A756051.

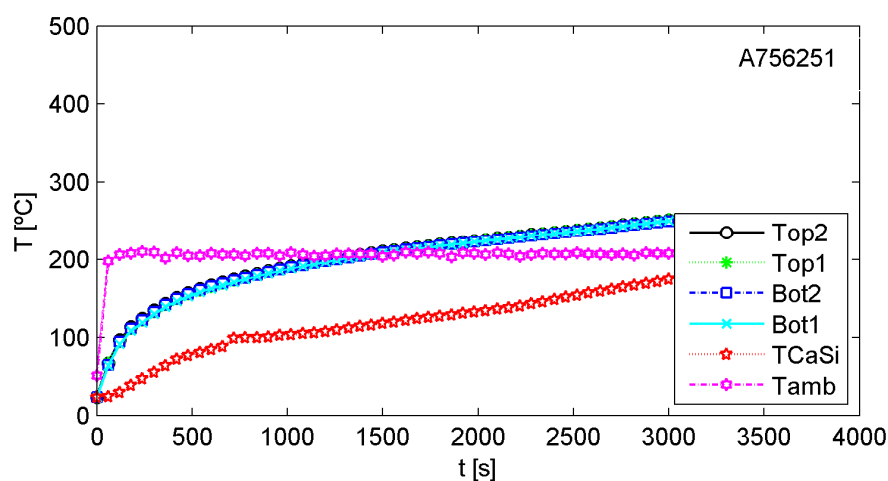


Figura A 22 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste A756251.

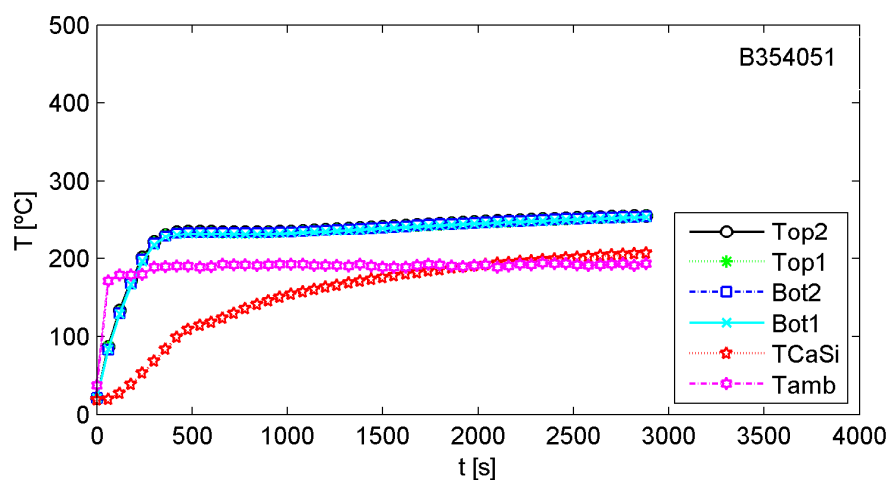


Figura A 23 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B354051.

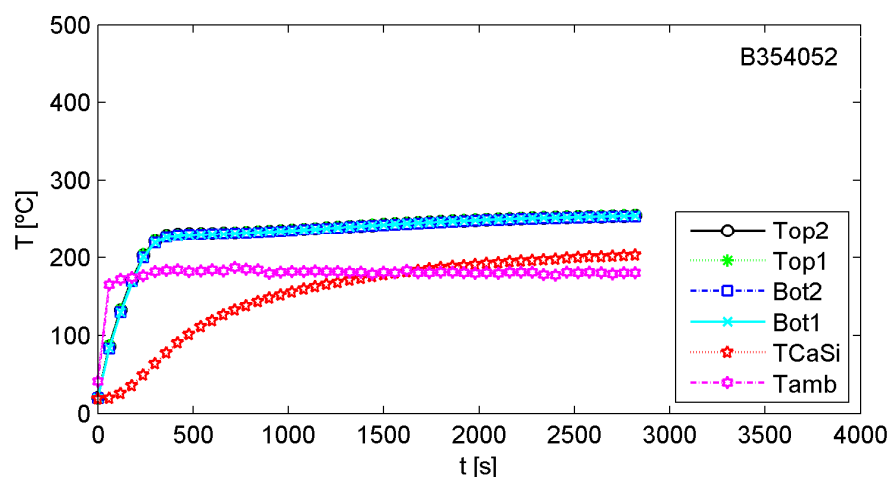


Figura A 24 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B354052.

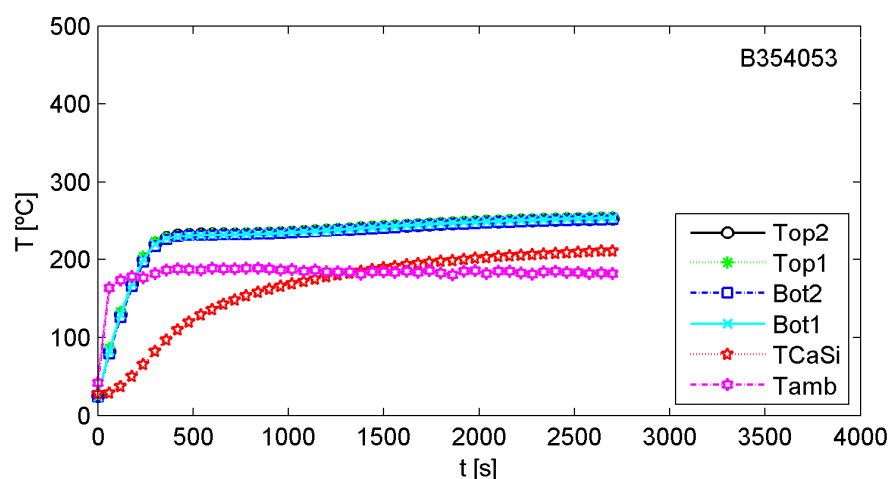


Figura A 25 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B354053.

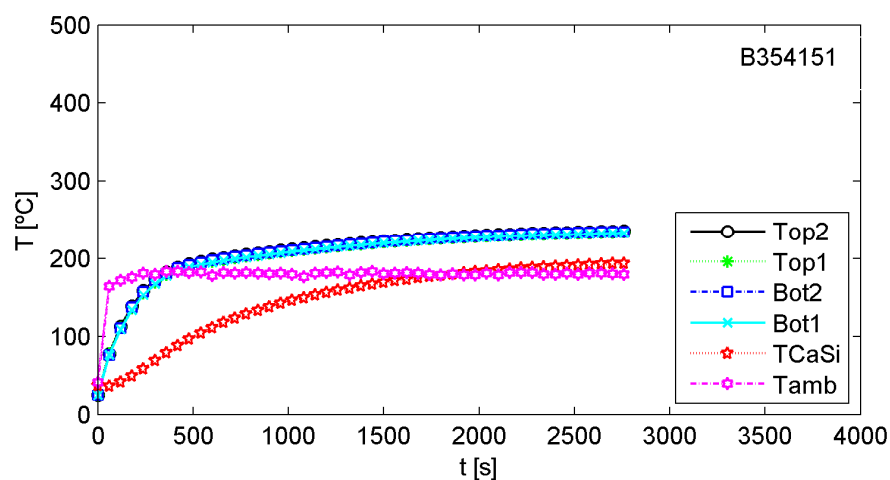


Figura A 26 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B354151.

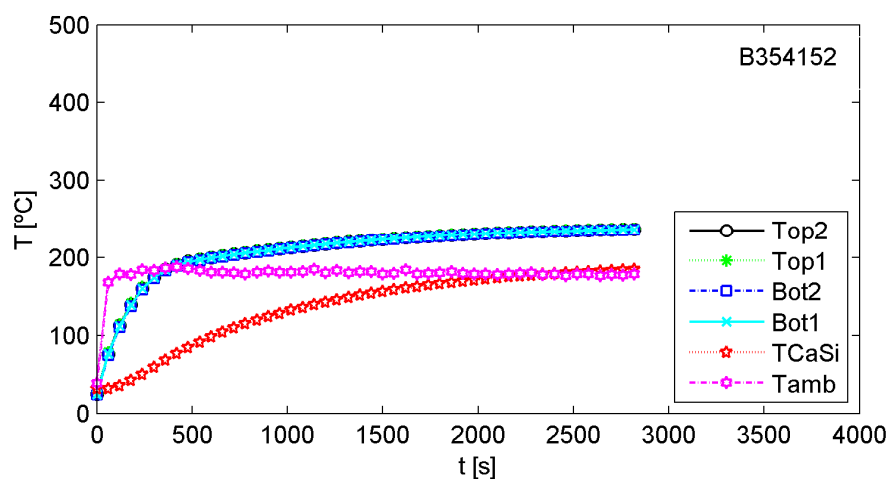


Figura A 27 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B354152.

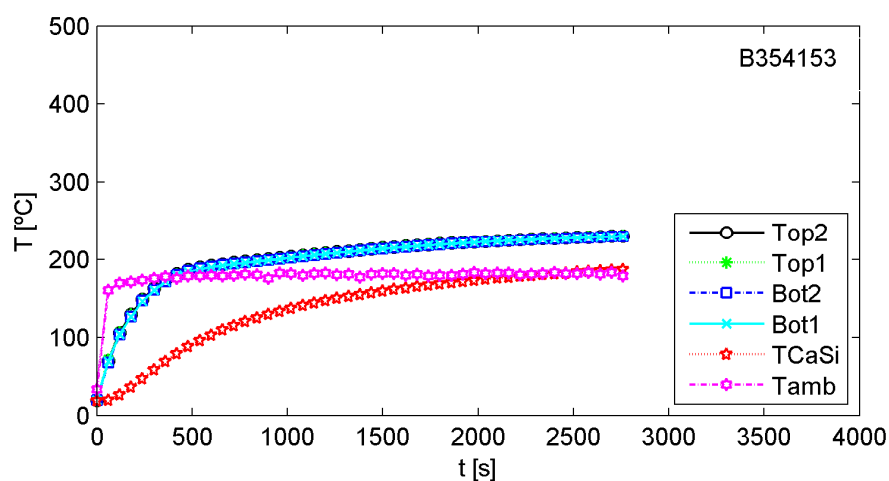


Figura A 28 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B354153.

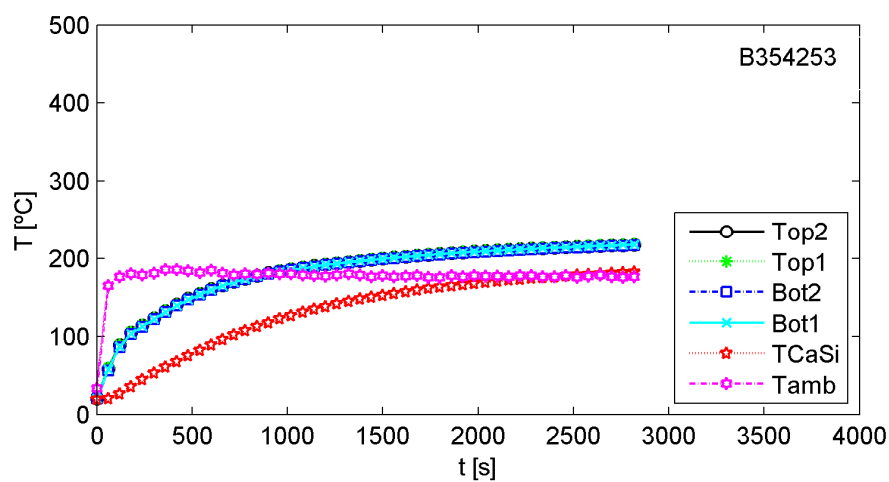


Figura A 29 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B354153.

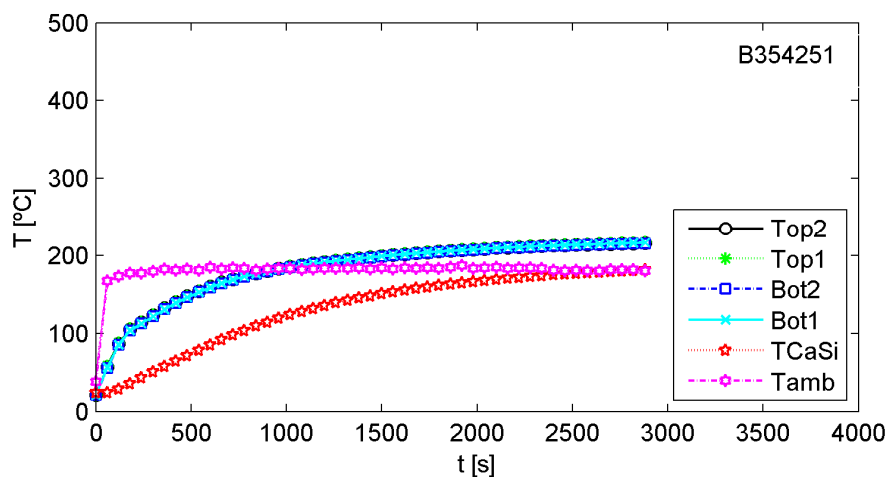


Figura A 30 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B354251.

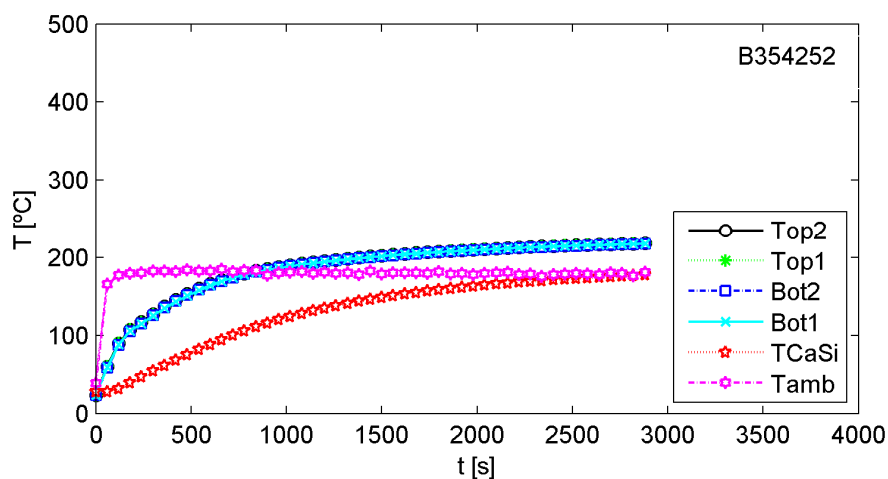


Figura A 31 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B354252.

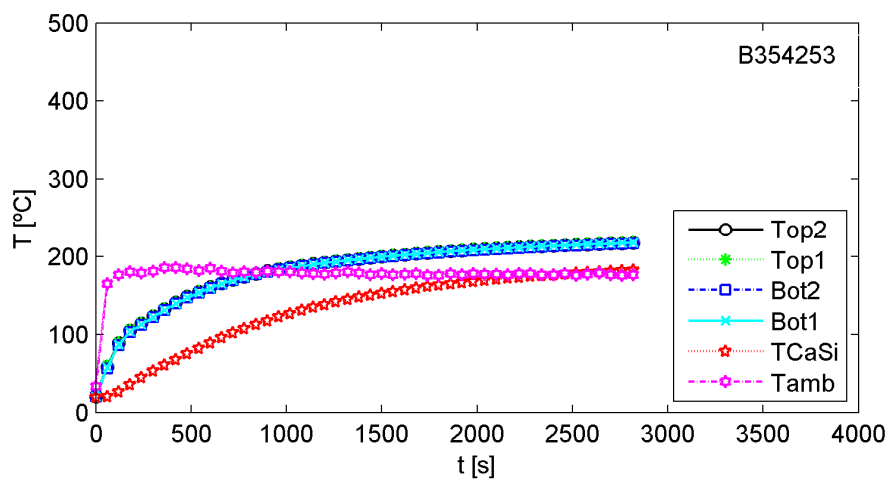


Figura A 32 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B354253.

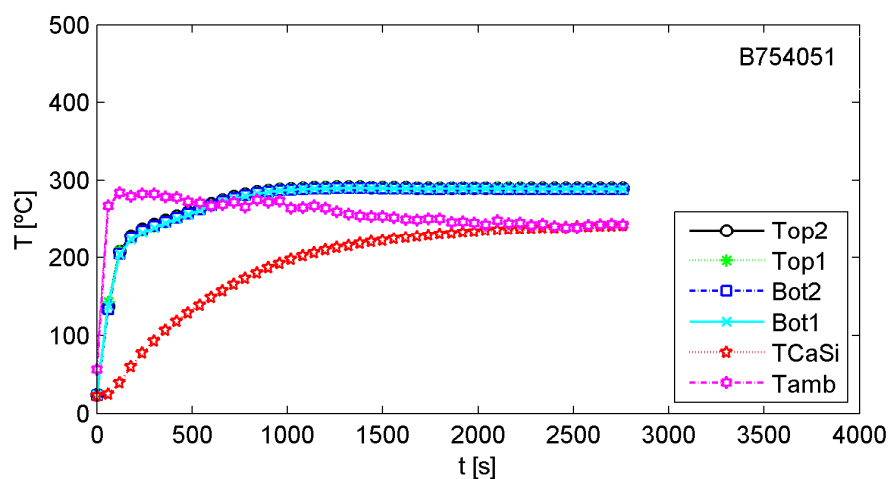


Figura A 33 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B754051.

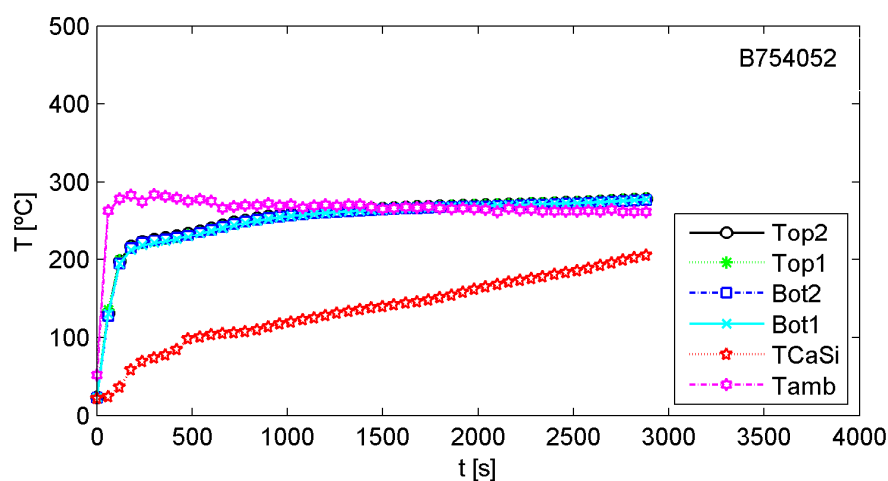


Figura A 34 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B754052.

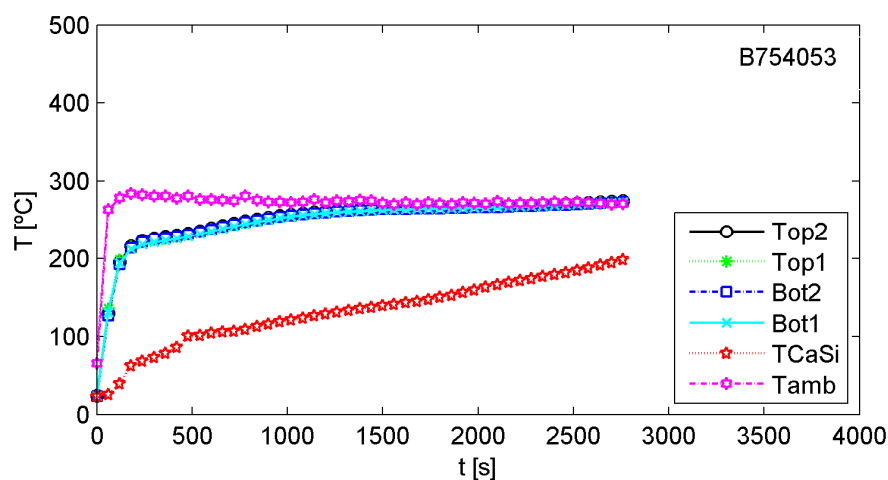


Figura A 35 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B754053.

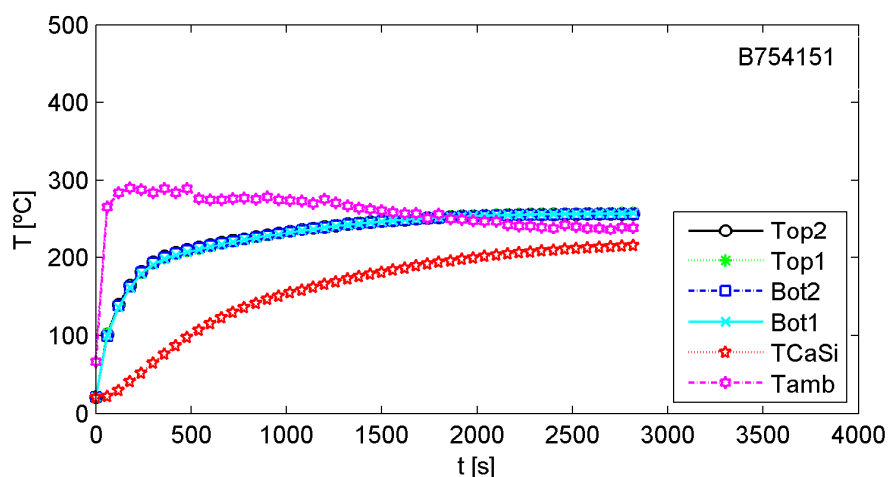


Figura A 36 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B754151.

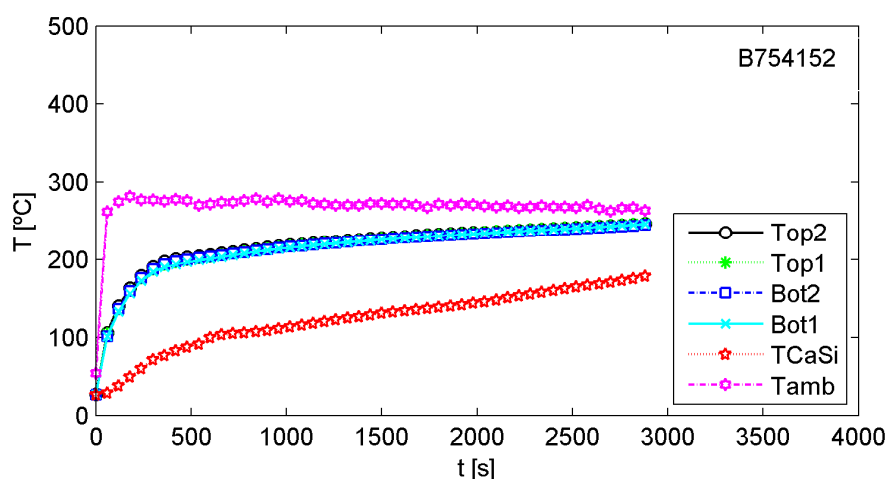


Figura A 37 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B754152.

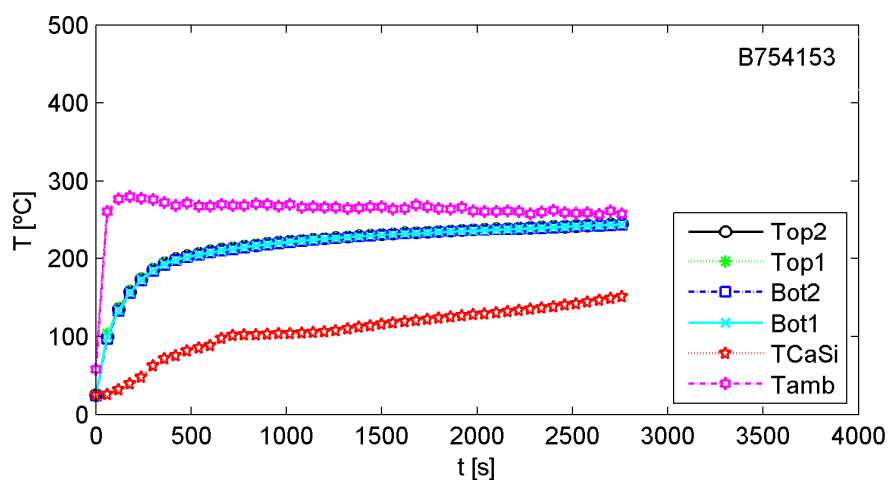


Figura A 38 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B754153.

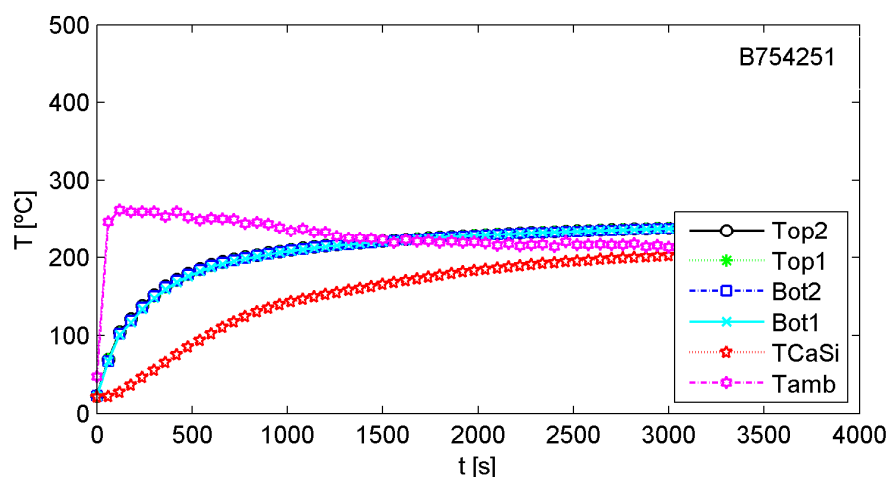


Figura A 39 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B754251.

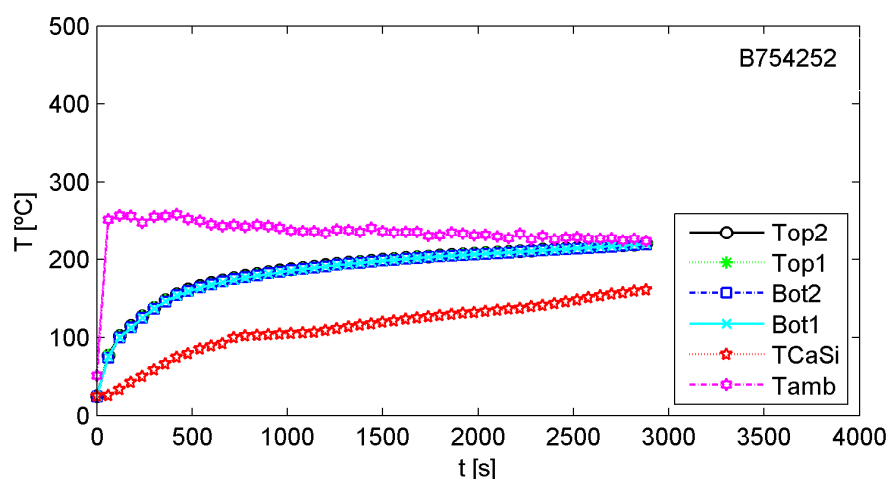


Figura A 40 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B754252.

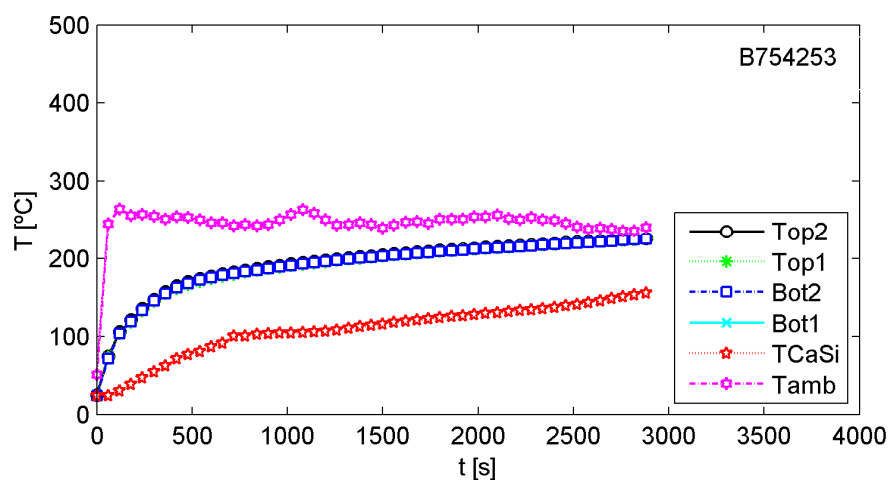


Figura A 41 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B754253.

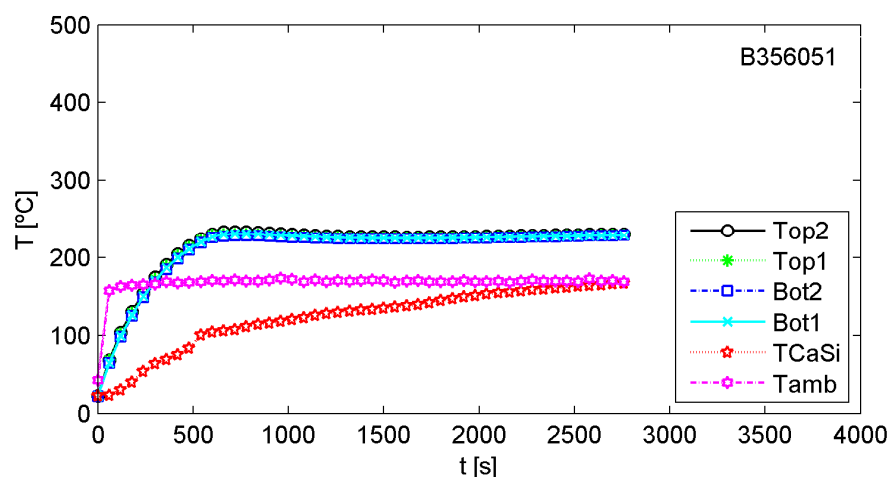


Figura A 42 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B356051.

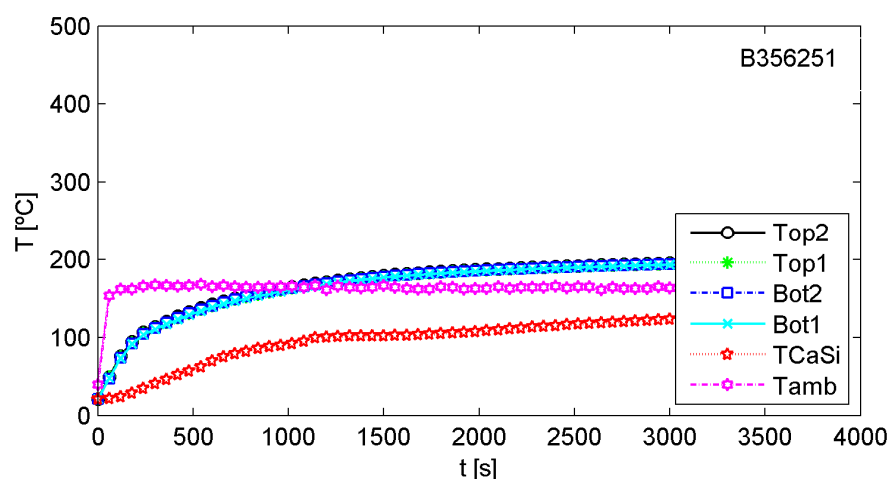


Figura A 43 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B356251.

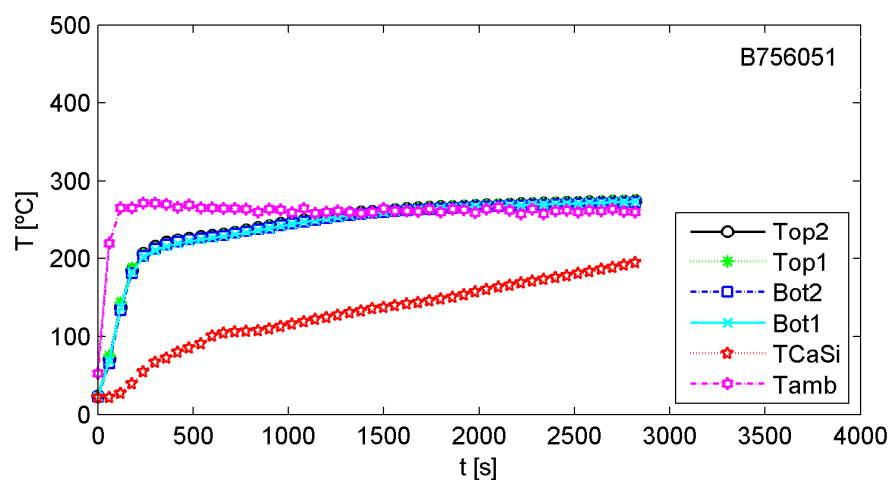


Figura A 44 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B756051.

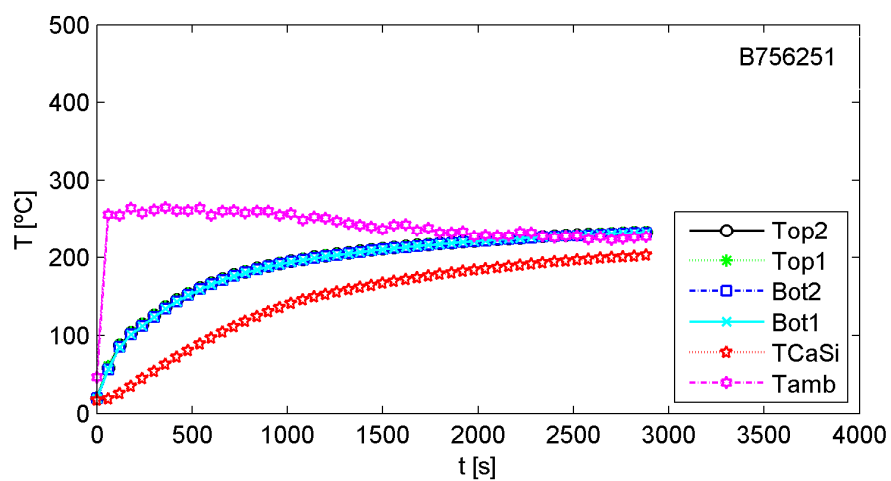


Figura A 45 – Evolução da temperatura com o tempo da superfície superior e inferior da placa, na placa de silicato de cálcio e do ar ambiente do teste B756251.

A2. Expansão do intumescente ao longo do tempo

As figuras seguintes apresentam a variação da expansão do intumescente ao longo do tempo. Os valores apresentados foram determinados por processamento de imagem com uma grelha com dez pontos dispostos ao longo da largura da placa. É apresentado o valor médio dos quatro pontos centrais e o desvio padrão das mesmas medições ao longo da exposição térmica.

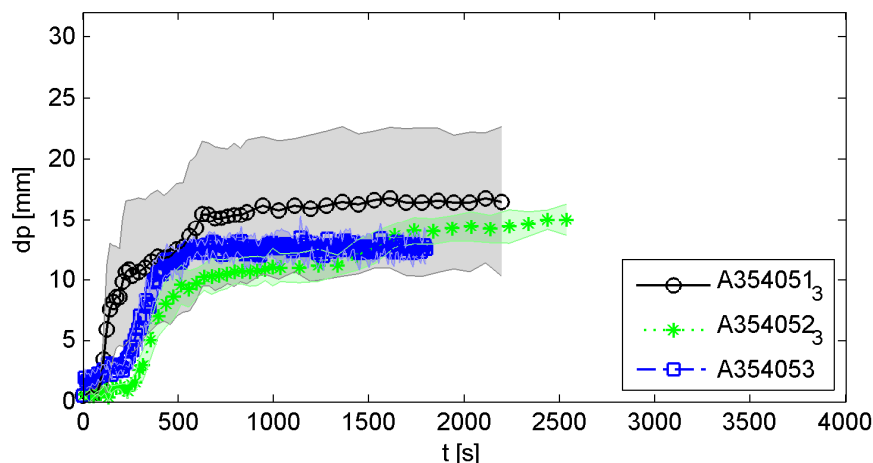


Figura A 46 – Expansão do intumescente das placas de 4 [mm] protegidas com 500 [µm] de tinta A submetidas a um fluxo de calor de 35 [kW/m²].

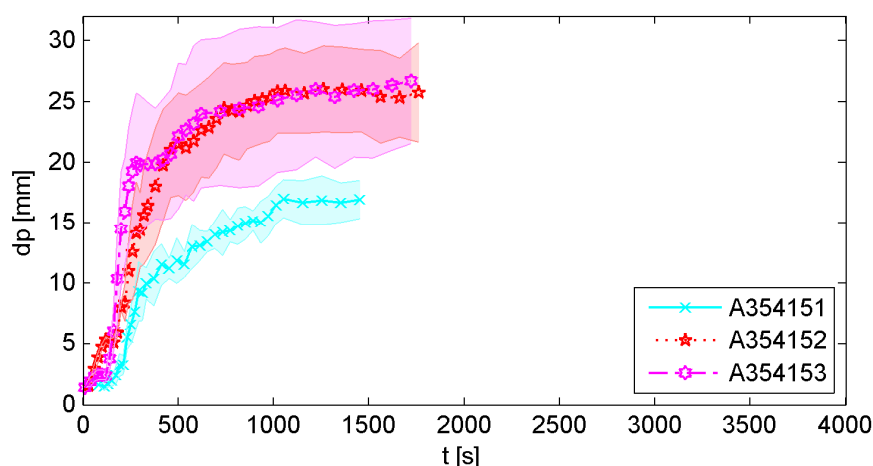


Figura A 47 – Expansão do intumescente das placas de 4 [mm] protegidas com 1500 [µm] de tinta A submetidas a um fluxo de calor de 35 [kW/m²].

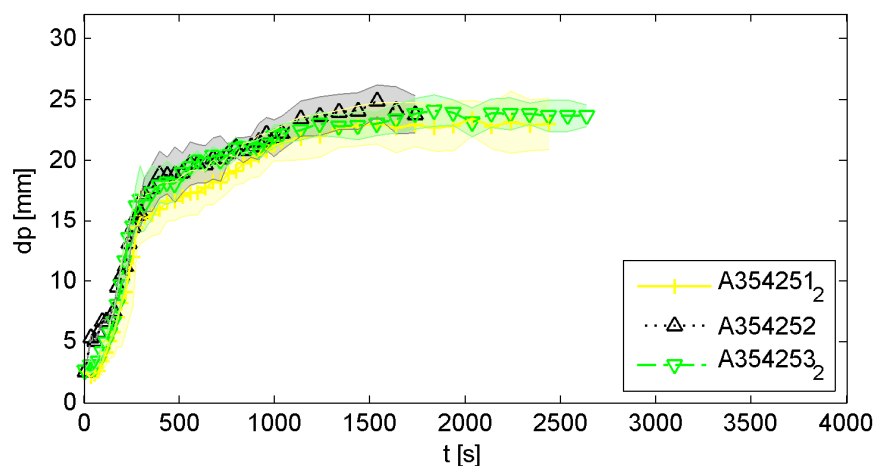


Figura A 48 – Expansão do intumescente das placas de 4 [mm] protegidas com 2500 μm de tinta A submetidas a um fluxo de calor de 35 kW/m^2 .

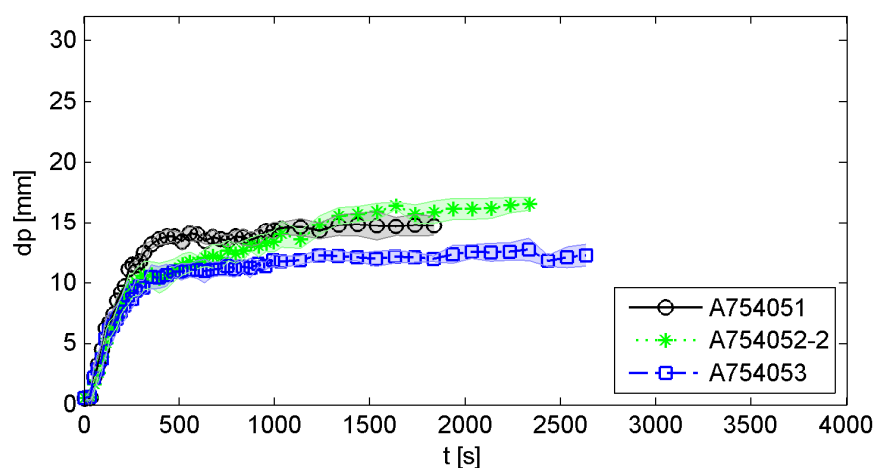


Figura A 49 – Expansão do intumescente das placas de 4 [mm] protegidas com 500 μm de tinta A submetidas a um fluxo de calor de 75 kW/m^2 .

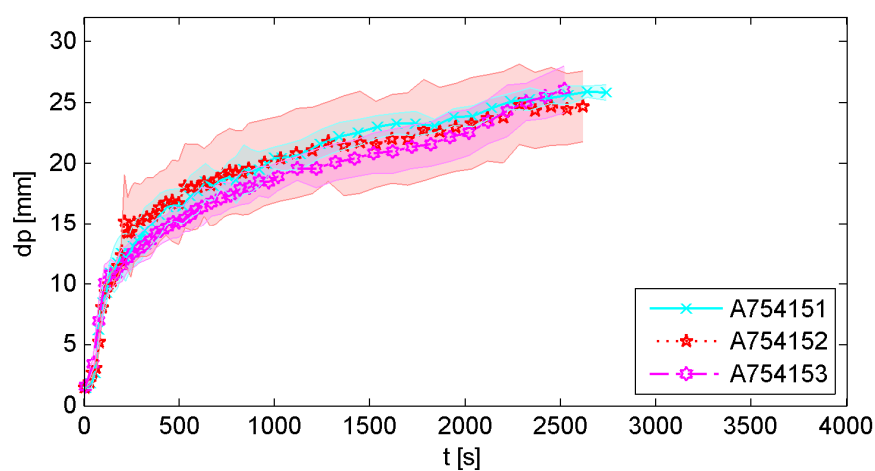


Figura A 50 – Expansão do intumescente das placas de 4 [mm] protegidas com 1500 μm de tinta A submetidas a um fluxo de calor de 75 kW/m^2 .

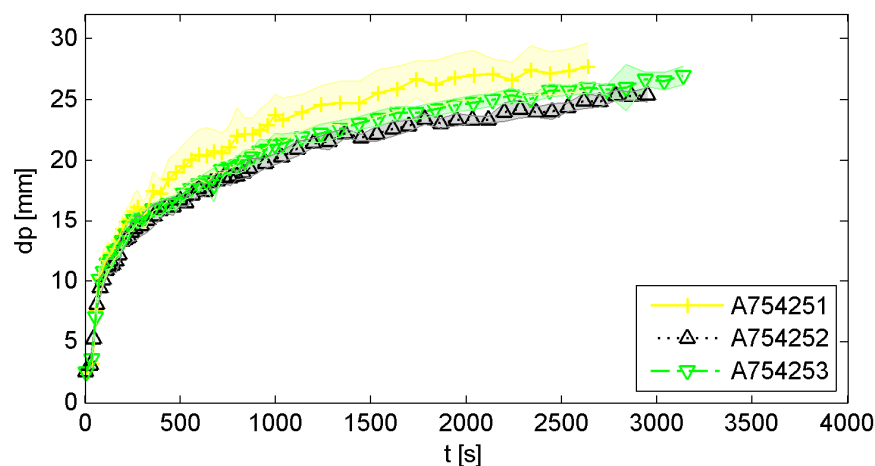


Figura A 51 – Expansão do intumescente das placas de 4 [mm] protegidas com 2500 [μm] de tinta A submetidas a um fluxo de calor de 75 [kW/m²].

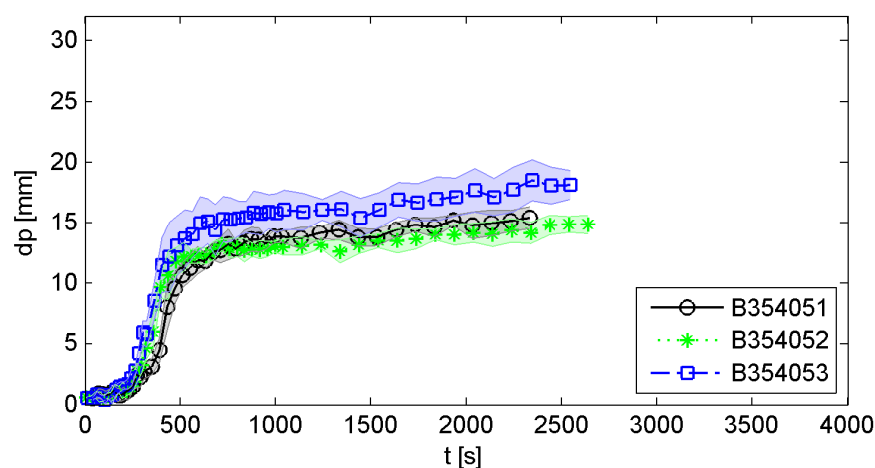


Figura A 52 – Expansão do intumescente das placas de 4 [mm] protegidas com 500 [μm] de tinta B submetidas a um fluxo de calor de 35 [kW/m²].

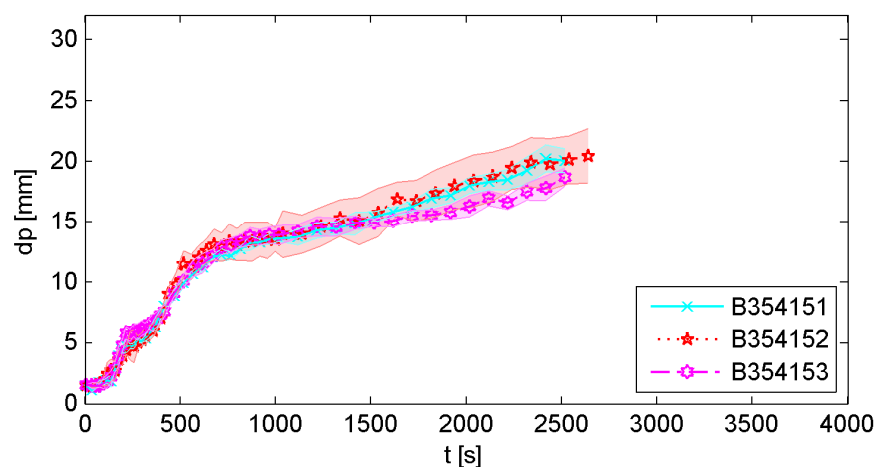


Figura A 53 – Expansão do intumescente das placas de 4 [mm] protegidas com 1500 [μm] de tinta B submetidas a um fluxo de calor de 35 [kW/m²].

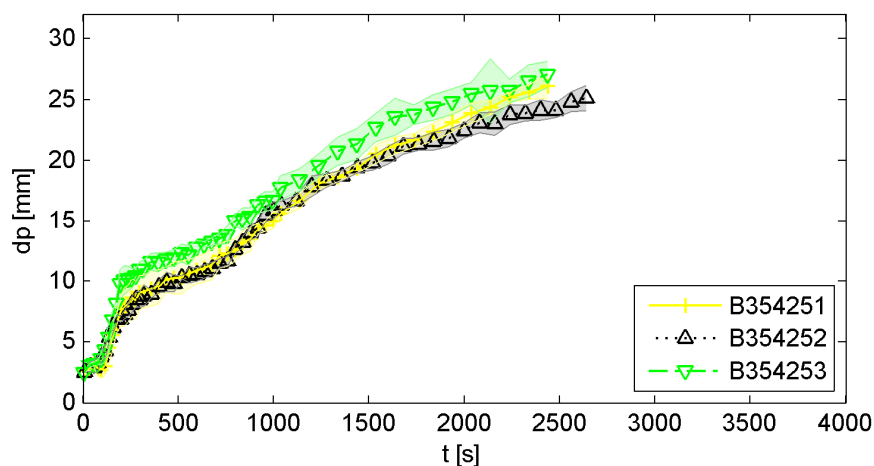


Figura A 54 – Expansão do intumescente das placas de 4 [mm] protegidas com 2500 μm de tinta B submetidas a um fluxo de calor de 35 kW/m^2 .

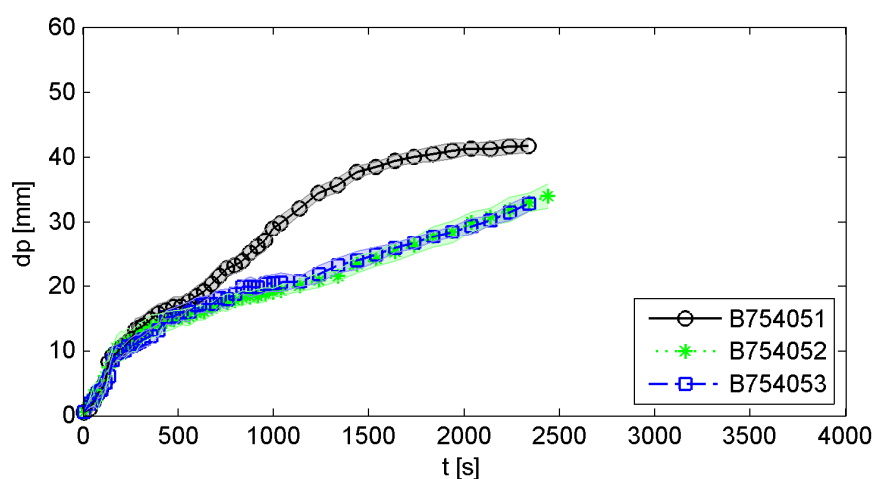


Figura A 55 – Expansão do intumescente das placas de 4 [mm] protegidas com 500 μm de tinta B submetidas a um fluxo de calor de 75 kW/m^2 .

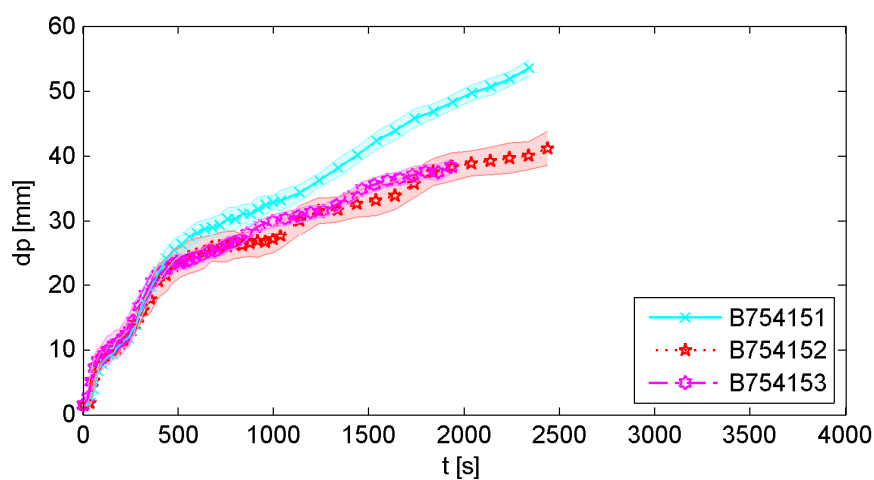


Figura A 56 – Expansão do intumescente das placas de 4 [mm] protegidas com 1500 μm de tinta B submetidas a um fluxo de calor de 75 kW/m^2 .

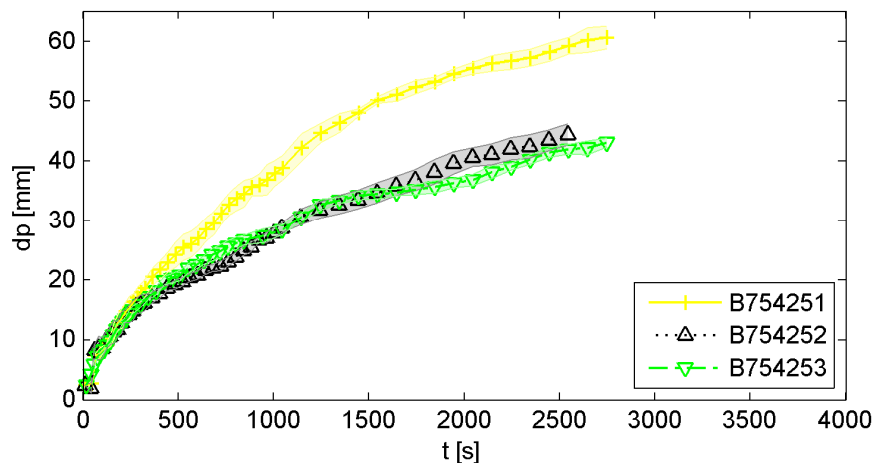


Figura A 57 – Expansão do intumescente das placas de 4 [mm] protegidas com 2500 [μm] de tinta B submetidas a um fluxo de calor de 75 [kW/m²].

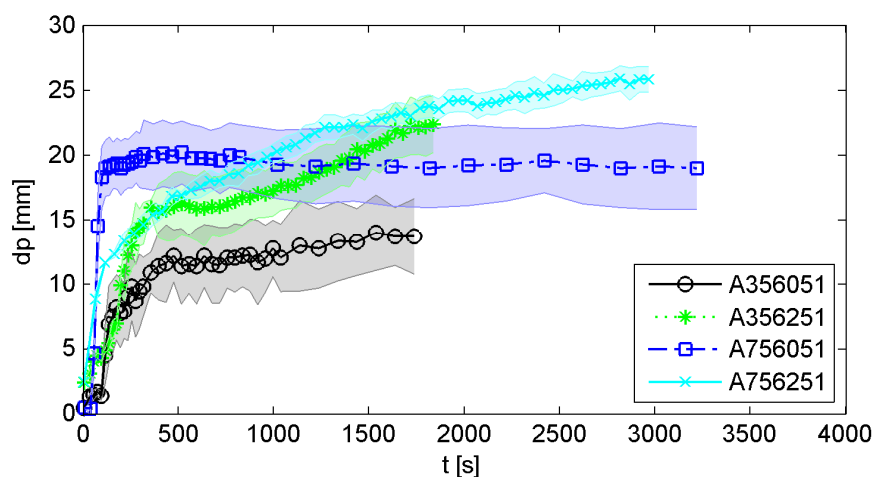


Figura A 58 – Expansão do intumescente das placas de 6 [mm] protegidas com 500 e 2500[μm] de tinta A submetidas a um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m²].

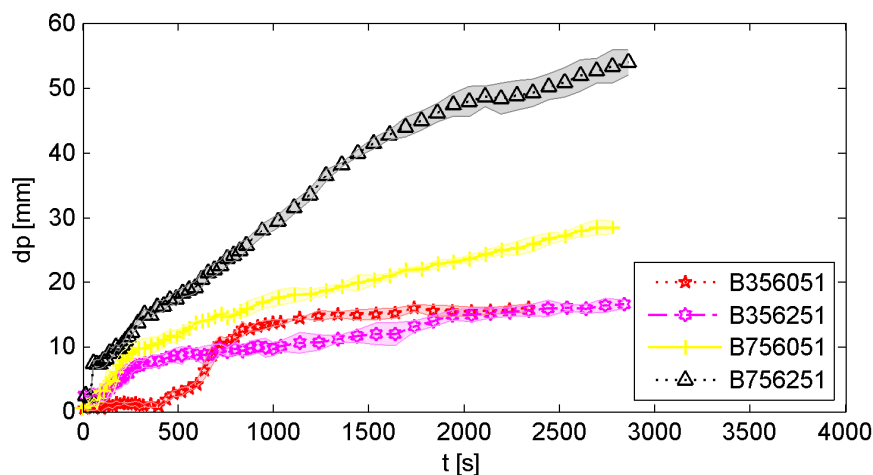


Figura A 59 – Expansão do intumescente das placas de 6 [mm] protegidas com 500 e 2500[μm] de tinta B submetidas a um fluxo de calor de 35 e 75 [kW/m²].

A3. Evolução da temperatura do aço dos perfis curtos

As figuras seguintes apresentam a evolução da temperatura do aço dos perfis curtos utilizados para a análise do efeito de bordo da intumescência. A localização do ponto de medição da temperatura é apresentada na secção transversal de cada figura. Adicionalmente, as figuras também apresentam a temperatura definida pela curva de incêndio padrão e a variação da temperatura do forno (T_{gas}).

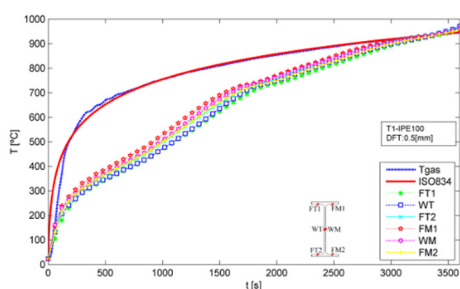


Figura A 60- Variação da temperatura do teste T1.

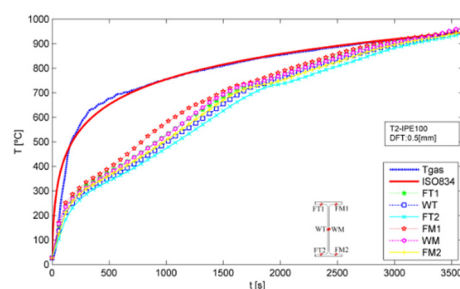


Figura A 61- Variação da temperatura do teste T2.

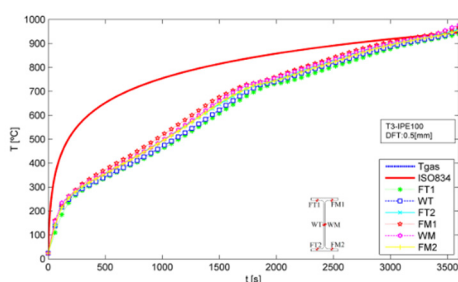


Figura A 62- Variação da temperatura do teste T3.

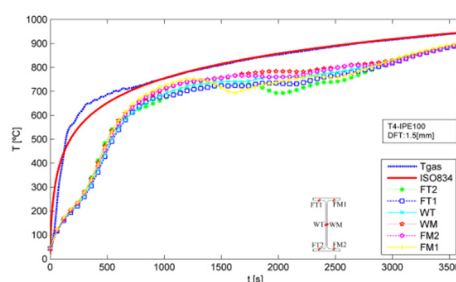


Figura A 63- Variação da temperatura do teste T4.

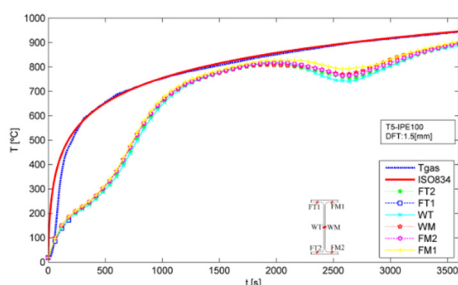


Figura A 64- Variação da temperatura do teste T5.

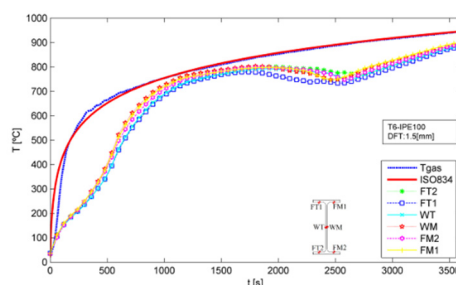


Figura A 65- Variação da temperatura do teste T6.

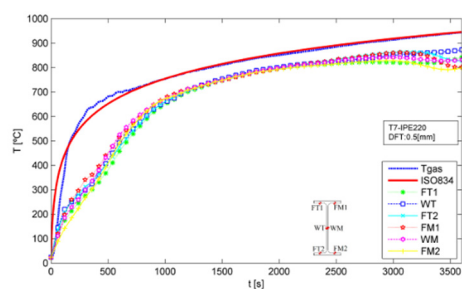


Figura A 66- Variação da temperatura do teste T7.

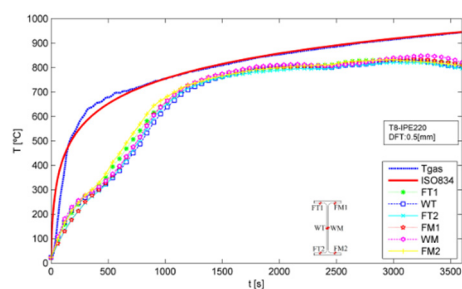


Figura A 67- Variação da temperatura do teste T8.

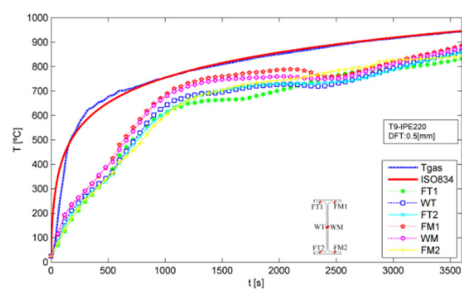


Figura A 68- Variação da temperatura do teste T9.

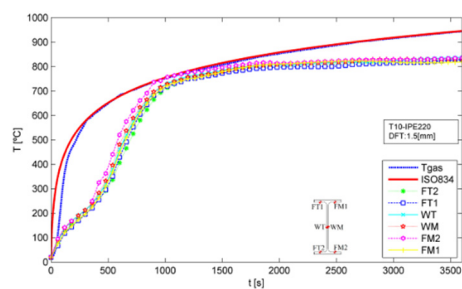


Figura A 69- Variação da temperatura do teste T10.

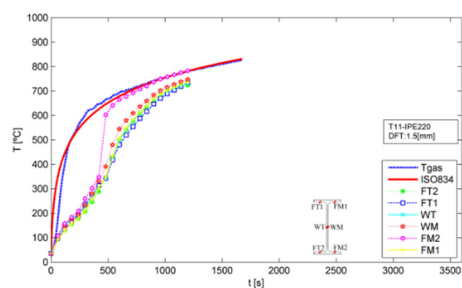


Figura A 70- Variação da temperatura do teste T11.

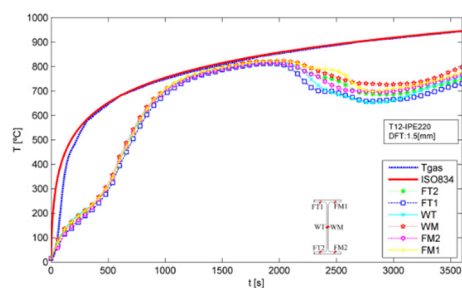


Figura A 71- Variação da temperatura do teste T12.

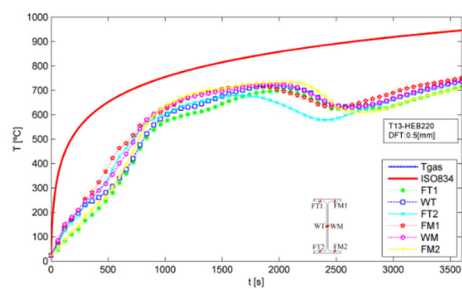


Figura A 72- Variação da temperatura do teste T13.

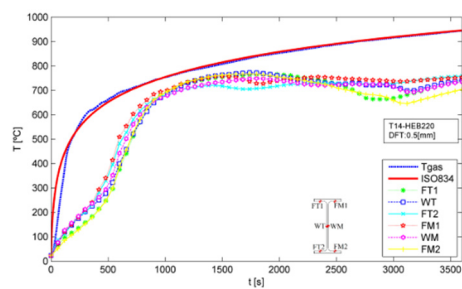


Figura A 73- Variação da temperatura do teste T14.

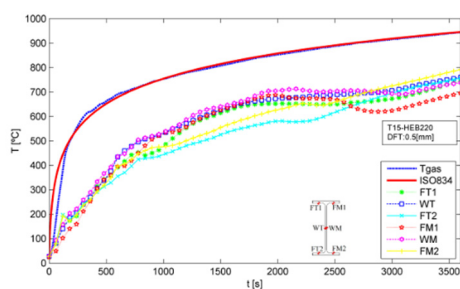


Figura A 74- Variação da temperatura do teste T15.

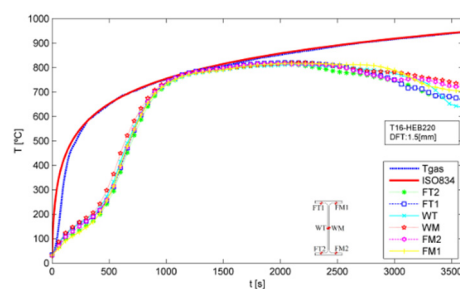


Figura A 75- Variação da temperatura do teste T16.

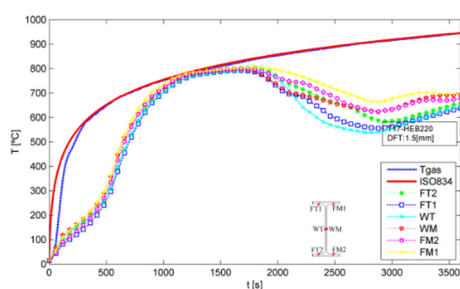


Figura A 76- Variação da temperatura do teste T17.

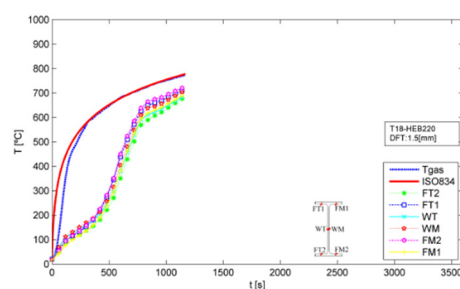


Figura A 77- Variação da temperatura do teste T18.

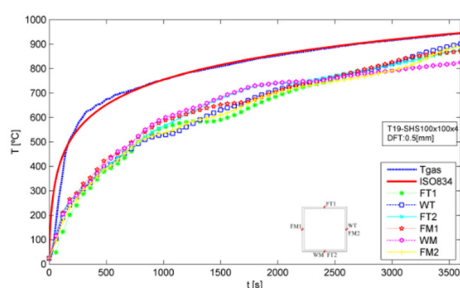


Figura A 78- Variação da temperatura do teste T19.

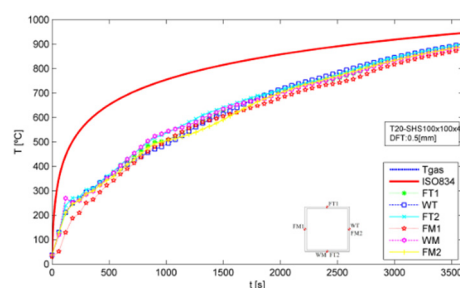


Figura A 79- Variação da temperatura do teste T20.

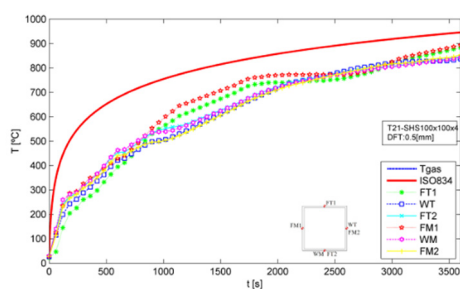


Figura A 80- Variação da temperatura do teste T21.

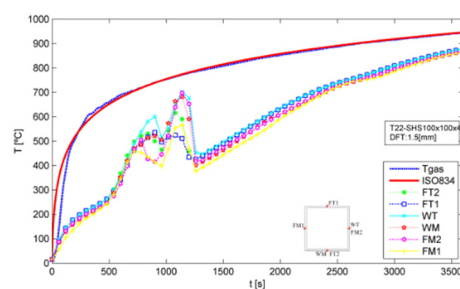


Figura A 81- Variação da temperatura do teste T22.

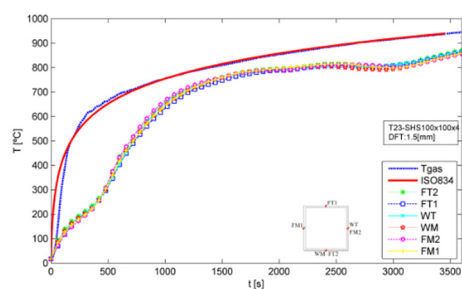


Figura A 82- Variação da temperatura do teste T23.

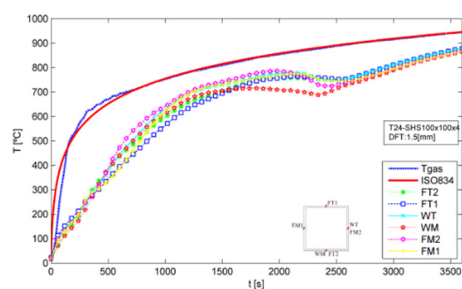


Figura A 83- Variação da temperatura do teste T24.

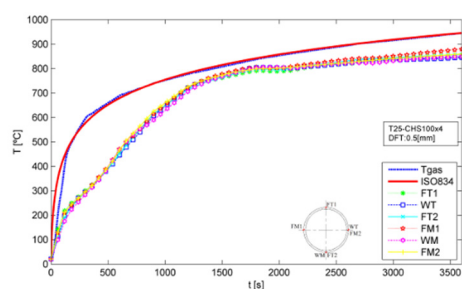


Figura A 84- Variação da temperatura do teste T25.

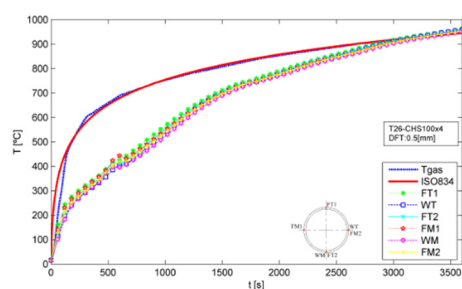


Figura A 85- Variação da temperatura do teste T26.

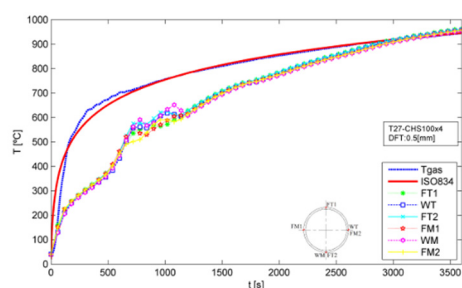


Figura A 86- Variação da temperatura do teste T27.

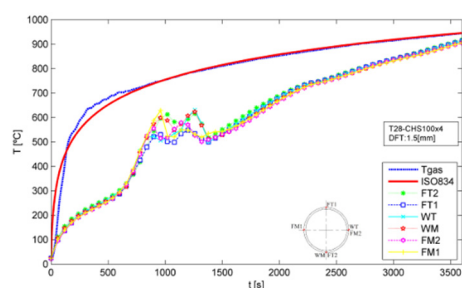


Figura A 87- Variação da temperatura do teste T28.

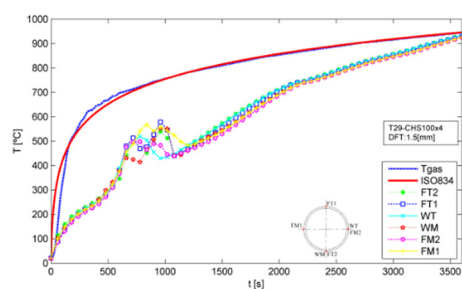


Figura A 88- Variação da temperatura do teste T29.

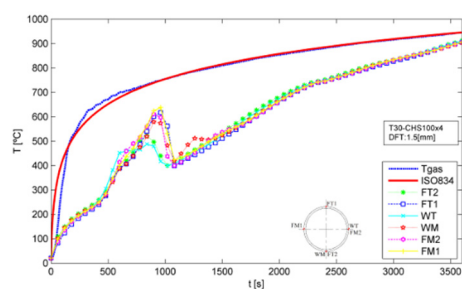


Figura A 89- Variação da temperatura do teste T30.

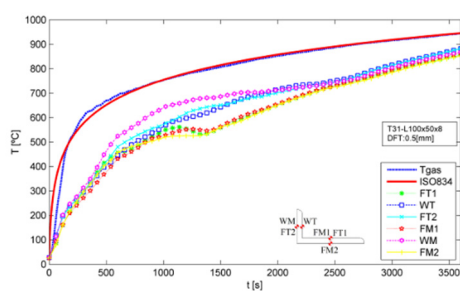


Figura A 90- Variação da temperatura do teste T31.

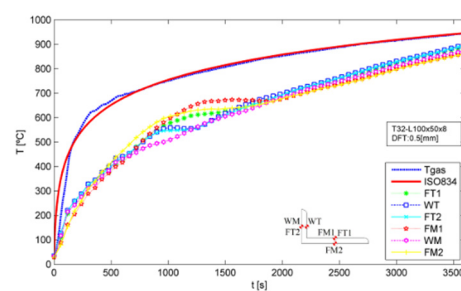


Figura A 91- Variação da temperatura do teste T32.

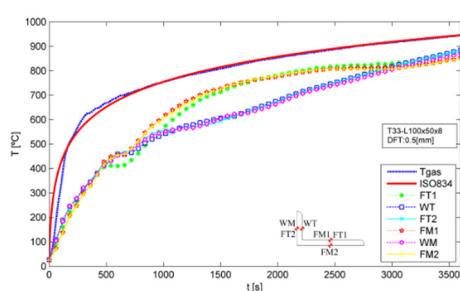


Figura A 92- Variação da temperatura do teste T33.

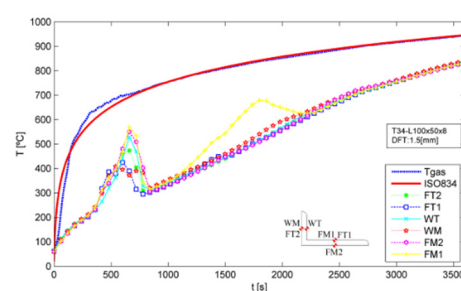


Figura A 93- Variação da temperatura do teste T34.

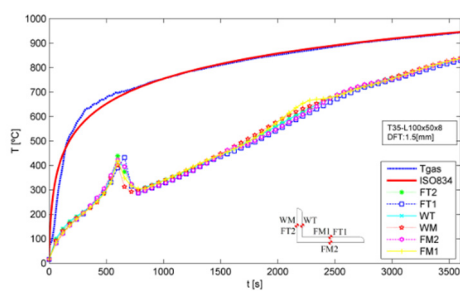


Figura A 94- Variação da temperatura do teste T35.

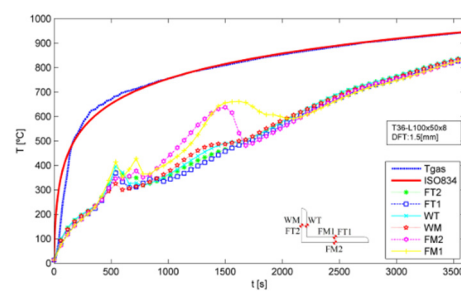


Figura A 95- Variação da temperatura do teste T36.

A4. Resultados das propriedades mecânicas dos provetes retirados dos perfis ensaiados.

Para cada tipo de perfil foram efetuados no mínimo três ensaios de tração, segundo a norma NPEN10002-1 (IPQ, 2006). Os resultados, apresentados da Tabela A 1 à Tabela A 4, permitiram determinar o valor do módulo de elasticidade, E , a tensão limite de proporcionalidade a 0.2%, a tensão de cedência superior, ReH , e inferior, ReL , a tensão resistente máxima, Rm , e a extensão após rotura, At .

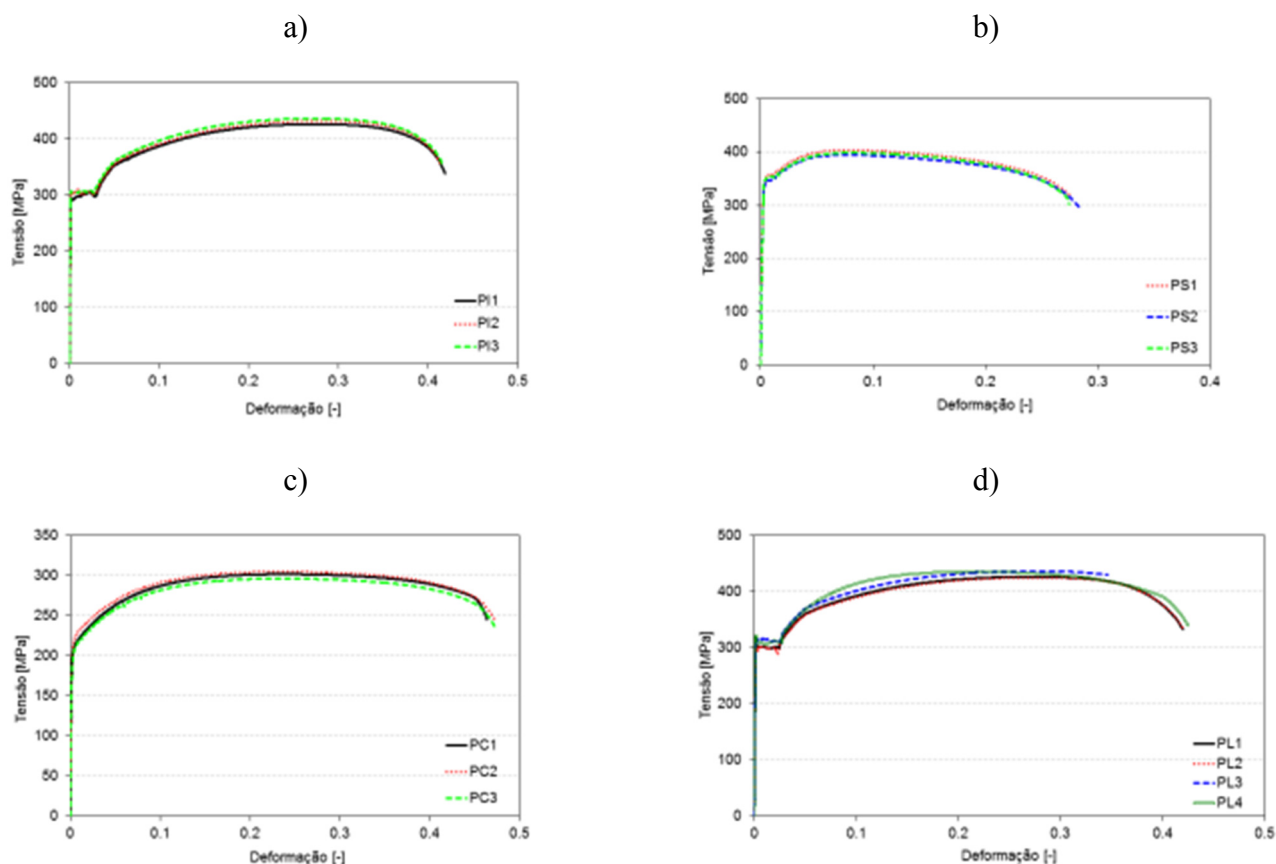


Figura A 96- Curvas tensão-deformação resultantes dos ensaios de tração. a) Provetes do IPE100. b) Provetes do SHS. c) Provetes CHC. d) Provetes do LNP.

Tabela A 1 - Resultados das propriedades mecânicas dos provetes da secção IPE100.

Teste nº	E [GPa]	$R_{p,0.2\%}$ [MPa]	ReH [MPa]	ReL [MPa]	Rm [MPa]	At [%]
PI1	198,606	292,989	295,848	296,741	426,061	41,834
PI2	200,433	304,256	305,329	301,038	431,612	41,378
PI3	194,664	304,969	306,222	304,789	436,082	41,540
Média	197,901	300,738	302,466	300,856	431,252	41,584
Desv. Padrão	2,948	6,720	5,749	4,028	5,020	0,231

Tabela A 2 - Resultados das propriedades mecânicas dos provetes da secção SHS100x100x4.

Teste nº	E [GPa]	R _{p,0.2%} [MPa]	ReH [MPa]	ReL [MPa]	Rm [MPa]	At [%]
PS1	172,694	348,557	356,923	357,119	403,828	
PS2	204,890	338,633	346,223	346,223	394,875	
PS3	209,222	344,860	352,842	351,667	397,796	
Média	195,602	344,017	351,996	351,670	398,833	
Desv. Padrão	19,957	5,016	5,400	5,448	4,566	

Tabela A 3 - Resultados das propriedades mecânicas dos provetes da secção CHS101.6x4.05.

Teste nº	E [GPa]	R _{p,0.2%} [MPa]	ReH [MPa]	ReL [MPa]	Rm [MPa]	At [%]
PC1		200,7042			301,4931	47,680
PC2		207,6773			304,7633	48,688
PC3		194,5968			295,9788	48,968
Média		200,993			300,745	48,445
Desv. Padrão		6,545			4,440	0,677

Tabela A 4 - Resultados das propriedades mecânicas dos provetes da secção L100x50x8.

Teste nº	E [GPa]	R _{p,0.2%} [MPa]	ReH [MPa]	ReL [MPa]	Rm [MPa]	At [%]
PL1	203,501	300,504	304,816	297,956	425,958	41,966
PL2	205,994	295,506	306,287	286,683	424,389	42,098
PL3	211,965	313,636	311,873	306,287	436,145	34,574
PL4	210,707	307,451	321,910	308,738	434,824	42,462
Média	208,042	304,274	311,222	299,916	430,329	40,275
Desv. Padrão	3,439	6,871	6,709	8,623	5,206	3,297

A5. Resultados dos ensaios realizados no forno de resistência ao forno

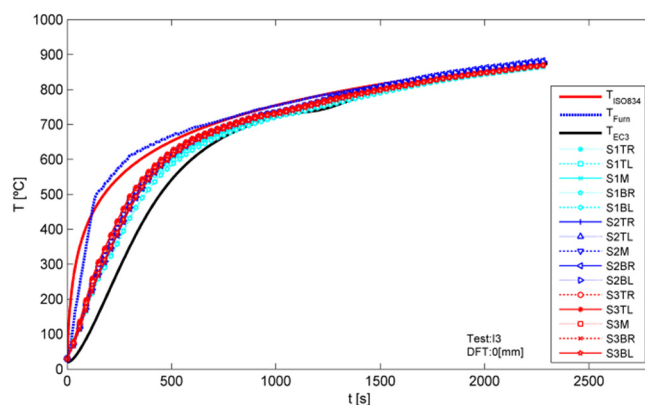


Figura A 97- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil I3.

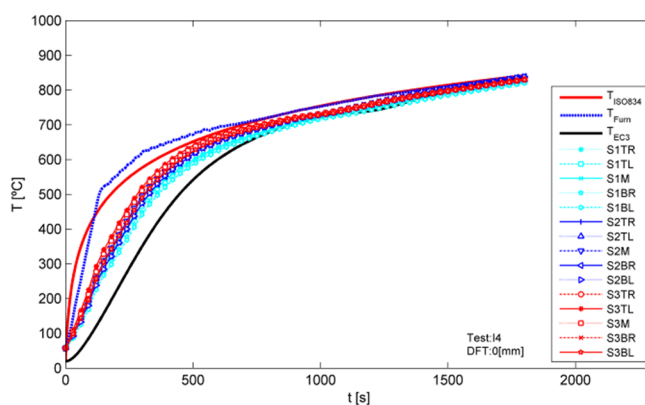


Figura A 98- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil I4.

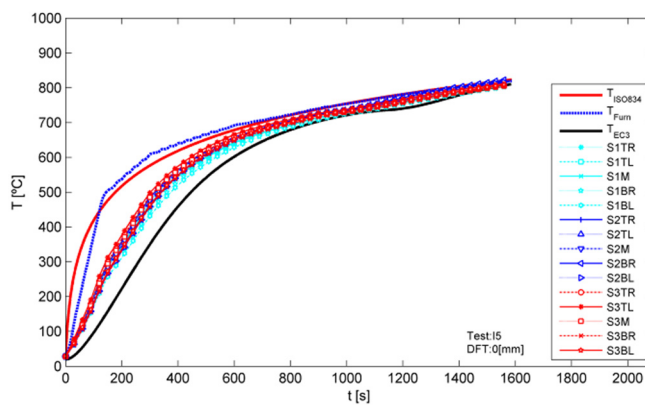


Figura A 99- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil I5.

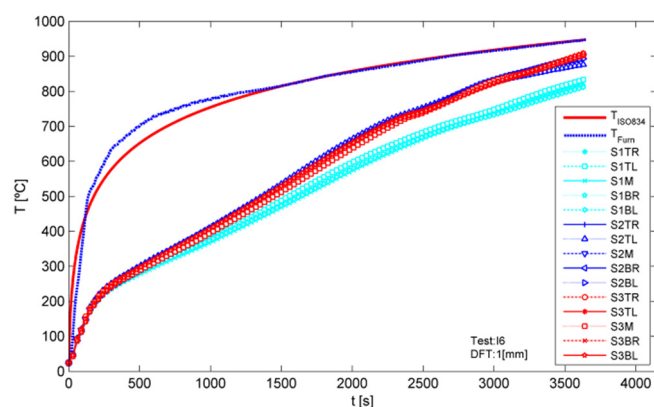


Figura A 100- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil I6.

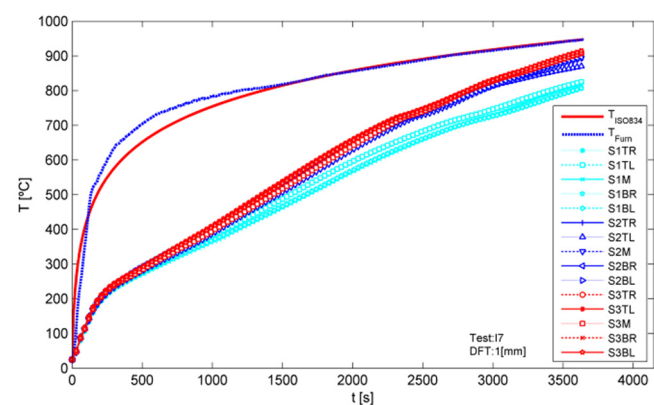


Figura A 101- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil I7

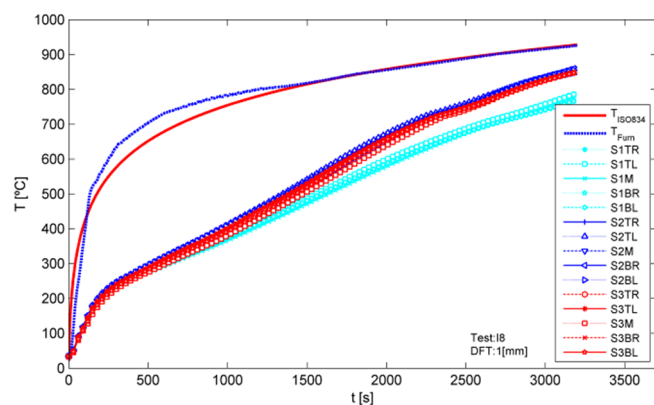


Figura A 102- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil I8.

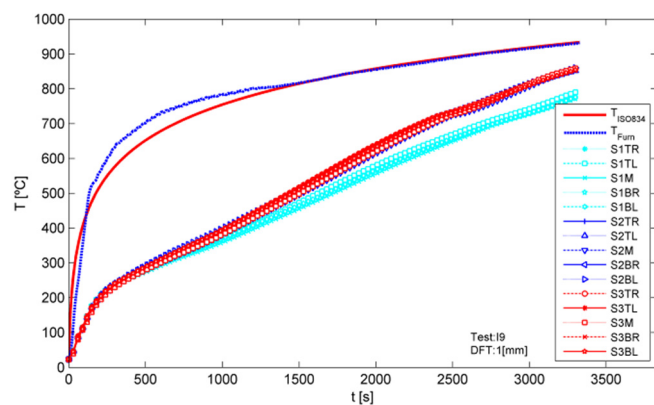


Figura A 103- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil I9.

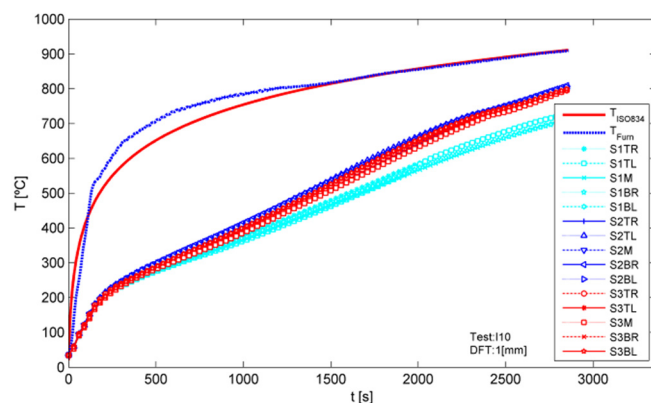


Figura A 104- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil I10.

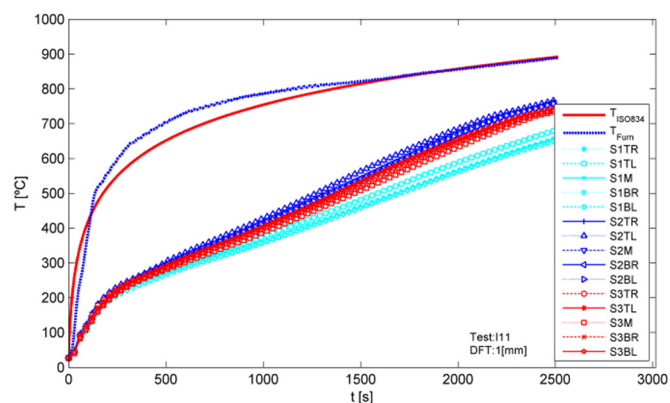


Figura A 105- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil I11.

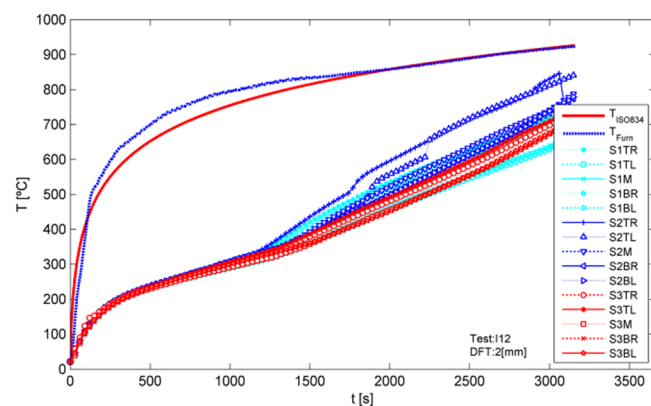


Figura A 106- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil I12.

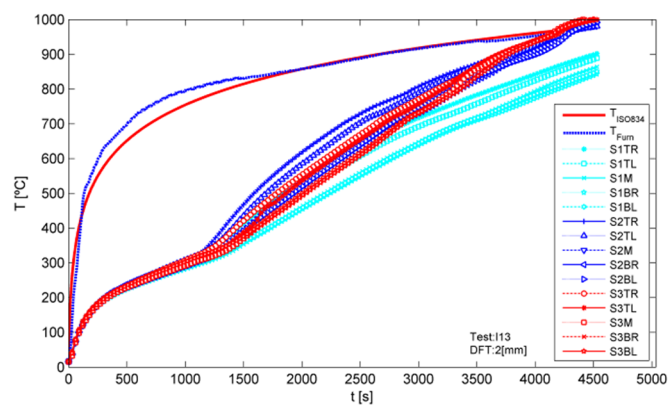


Figura A 107- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil I13.

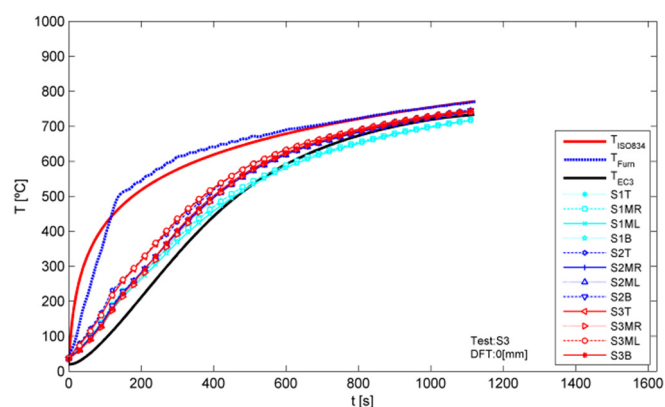


Figura A 108- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil S3.

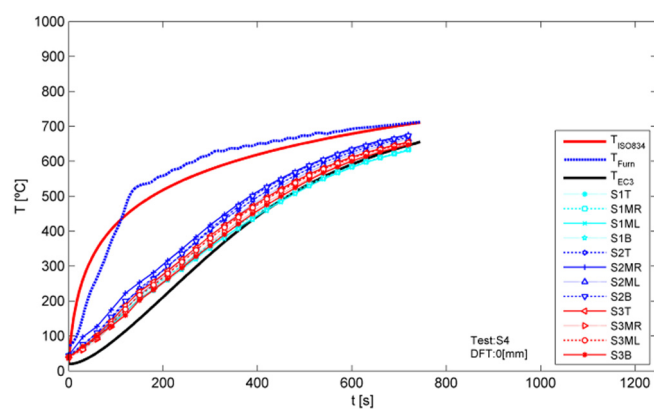


Figura A 109- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil S4.

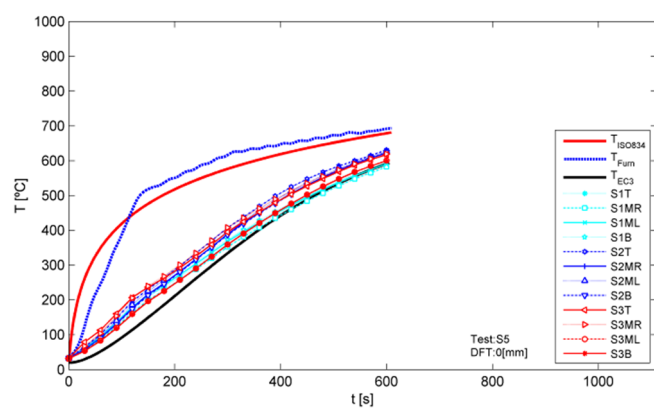


Figura A 110- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil S5.

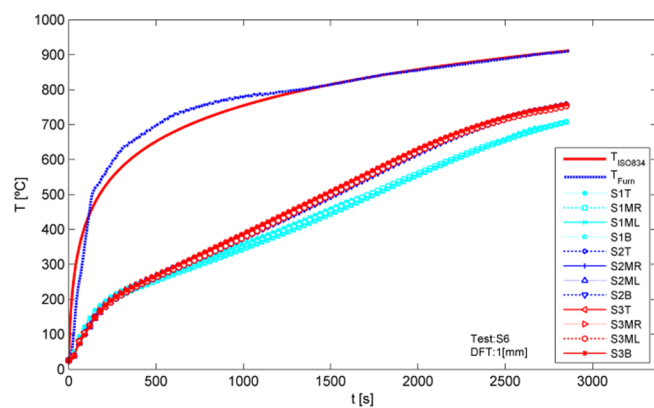


Figura A 111- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil S6.

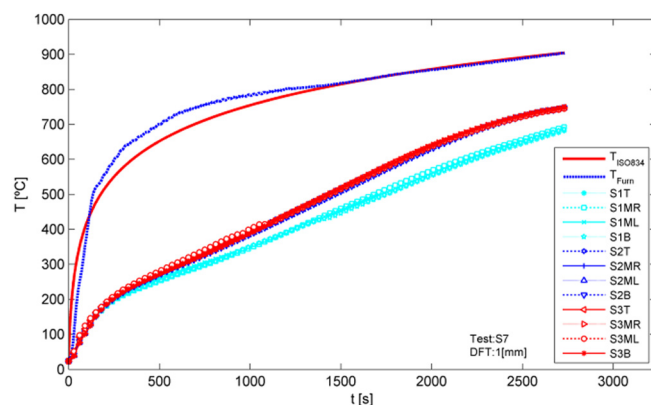


Figura A 112- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil S7.

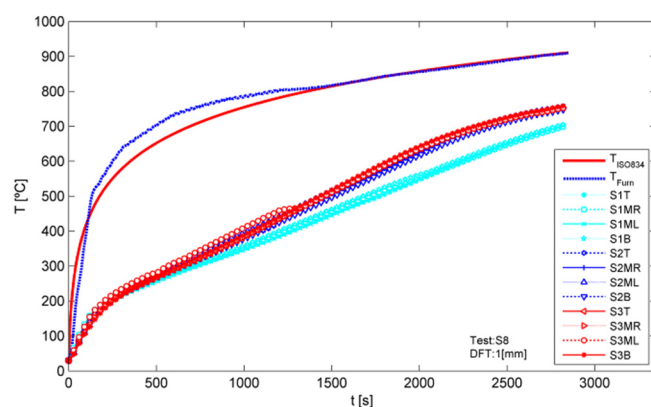


Figura A 113- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil S8.

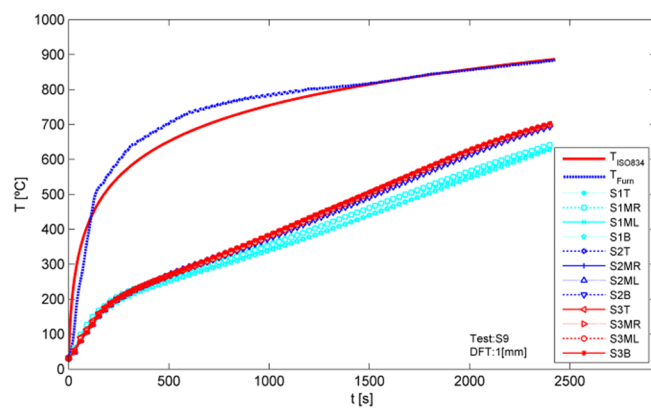


Figura A 114- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil S9.

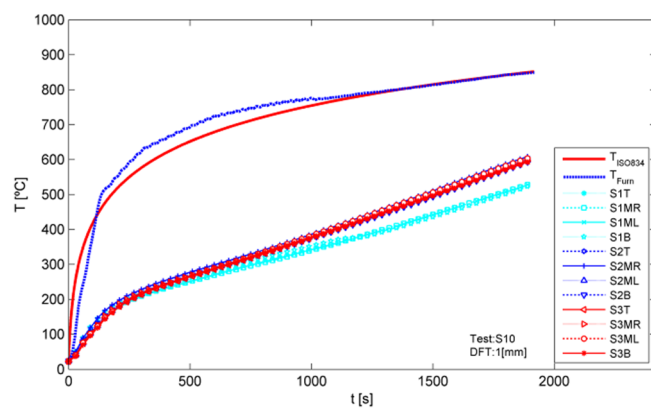


Figura A 115- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil S10.

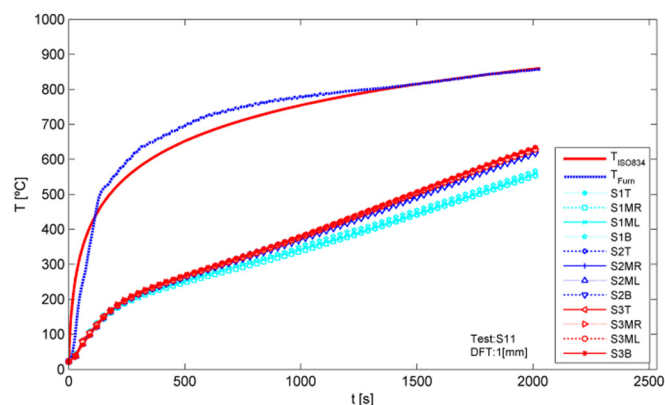


Figura A 116- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil S11.

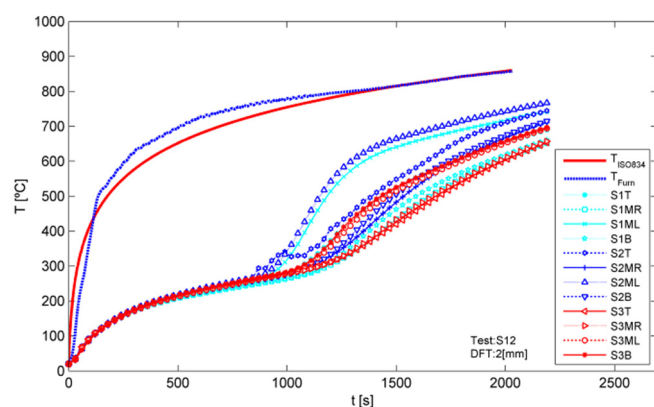


Figura A 117- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil S12.

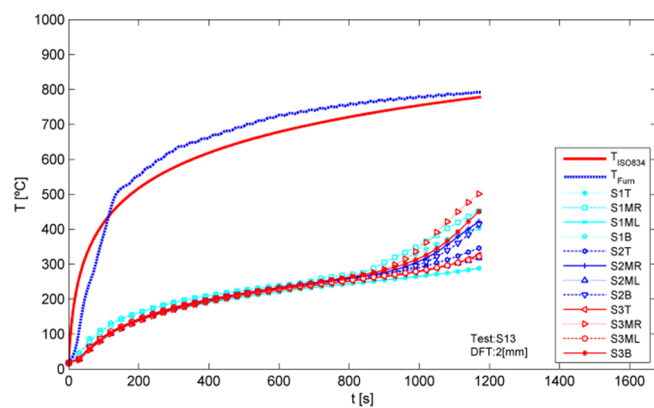


Figura A 118- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil S13.

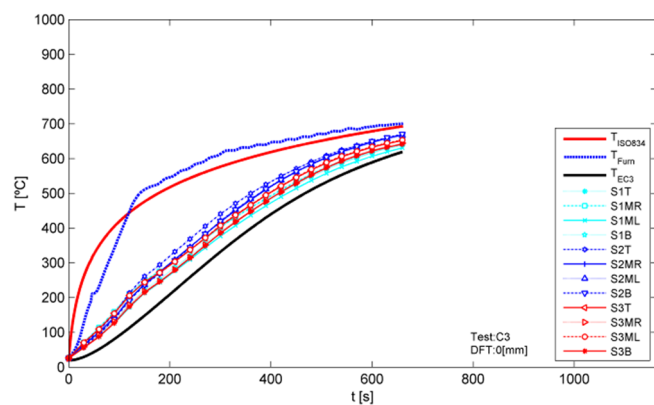


Figura A 119- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil C3.

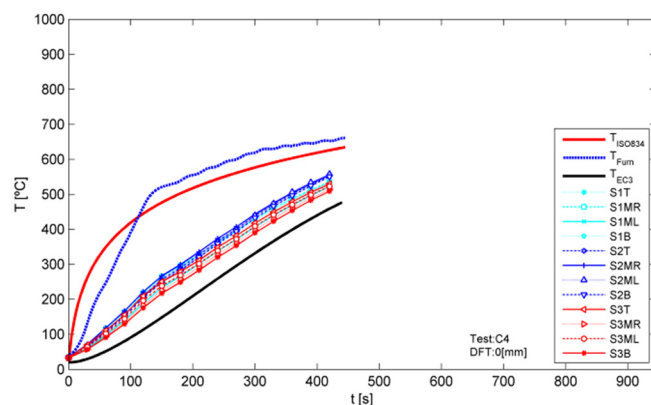


Figura A 120- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil C4.

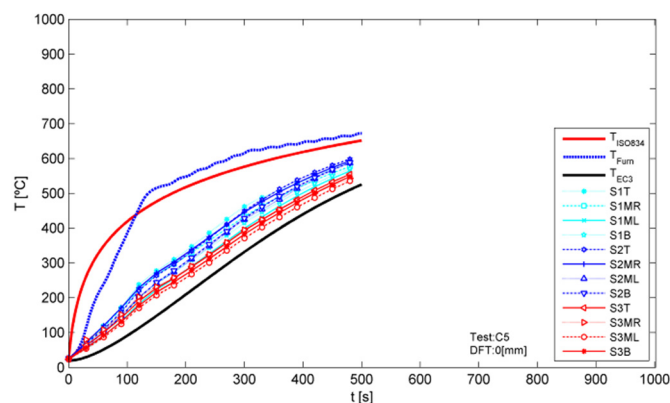


Figura A 121- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil C5.

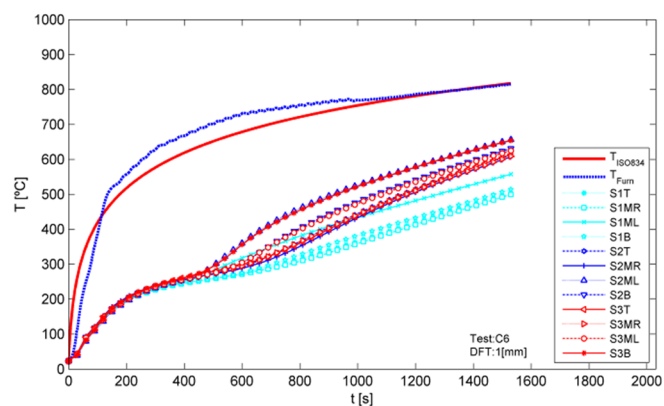


Figura A 122- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil C6.

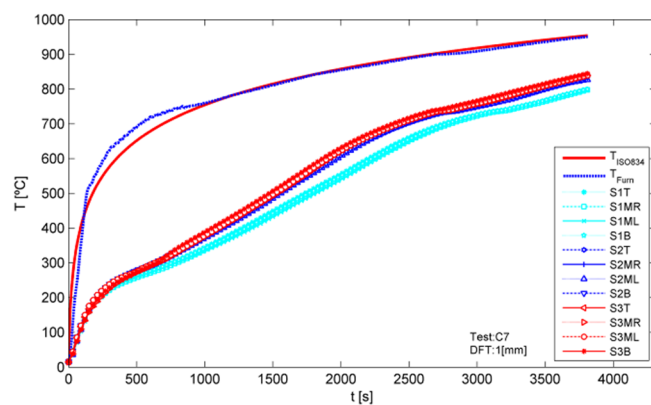


Figura A 123- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil C7.

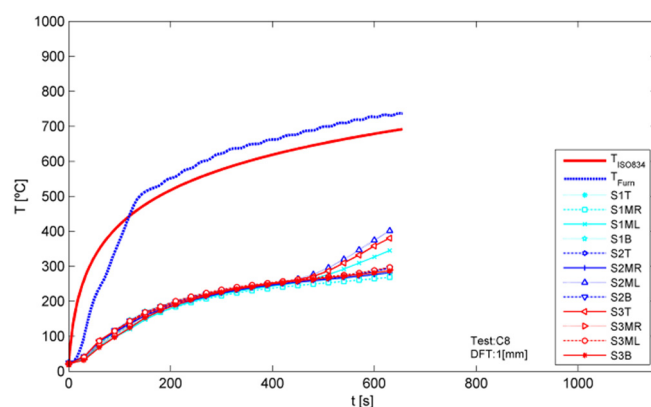


Figura A 124- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil C8.

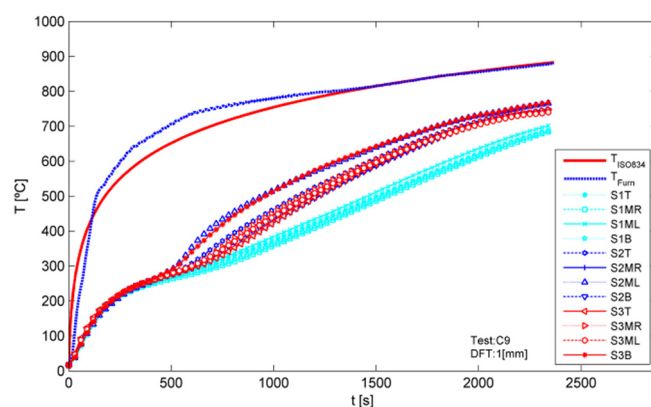


Figura A 125- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil C9.

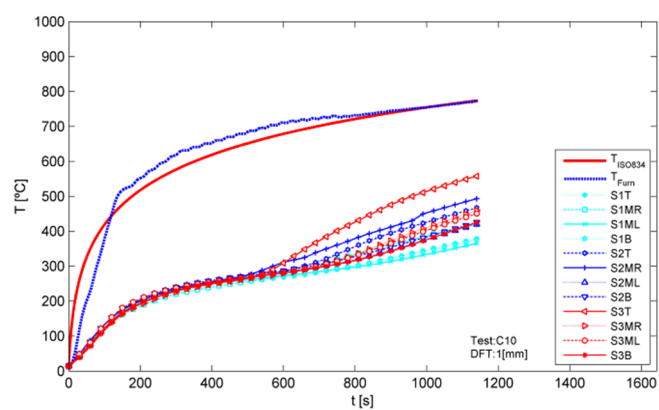


Figura A 126- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil C10.

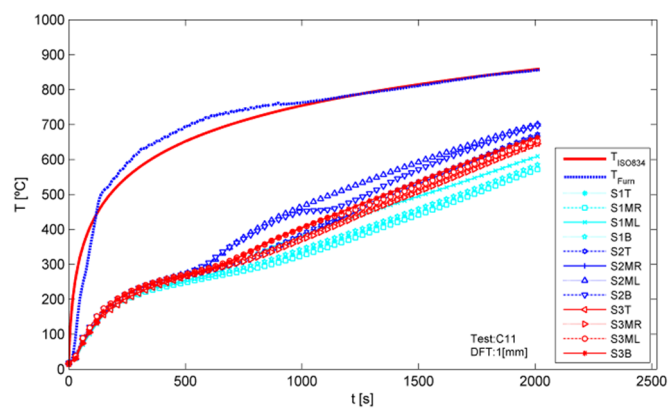


Figura A 127- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil C11.

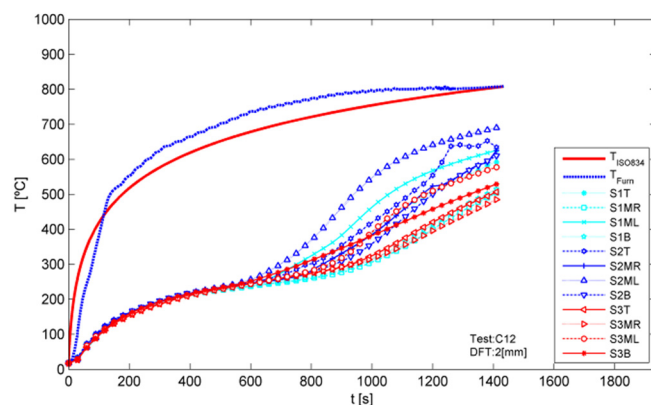


Figura A 128- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil C12.

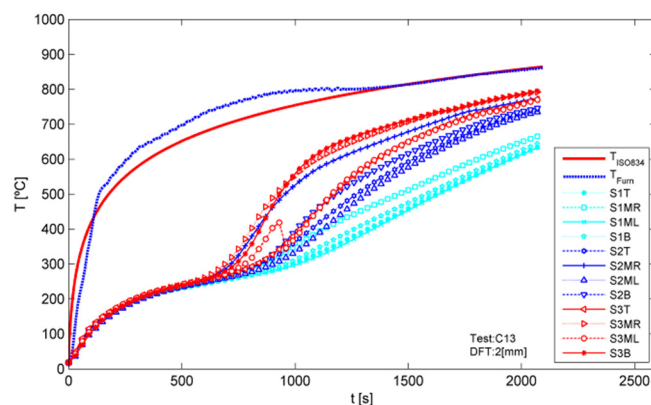


Figura A 129- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil C13.

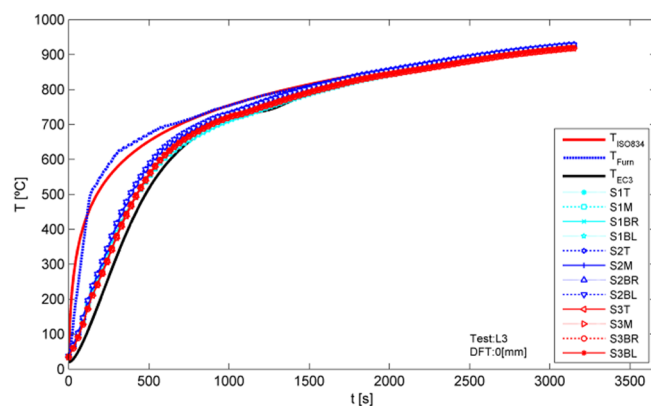


Figura A 130- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil L3.

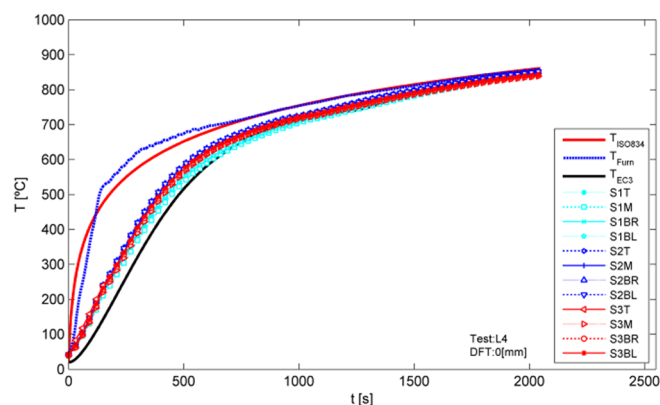


Figura A 131- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil L4.

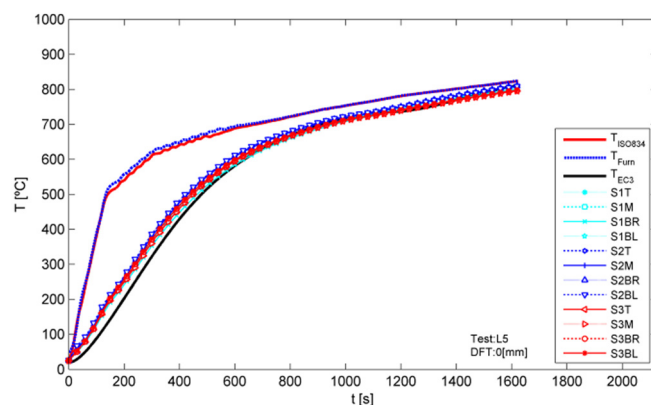


Figura A 132- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil L5.

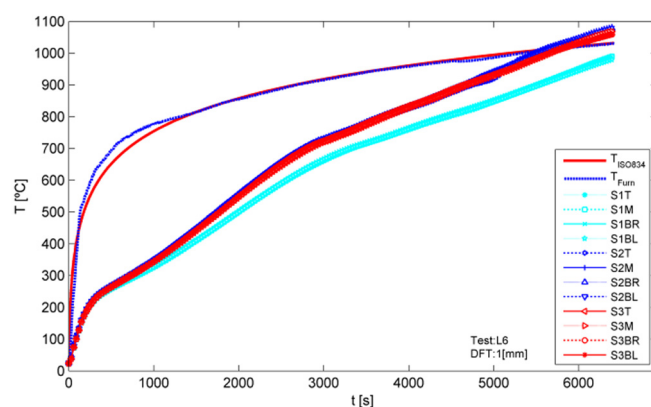


Figura A 133- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil L6.

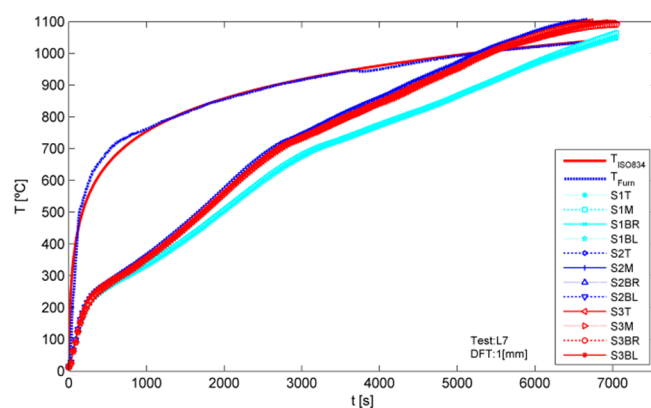


Figura A 134- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil L7.

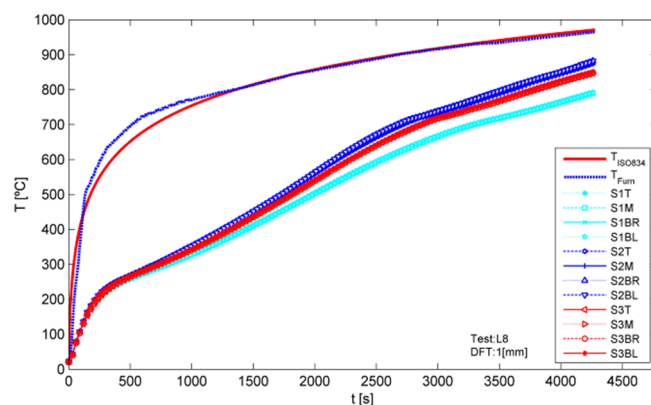


Figura A 135- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil L8.

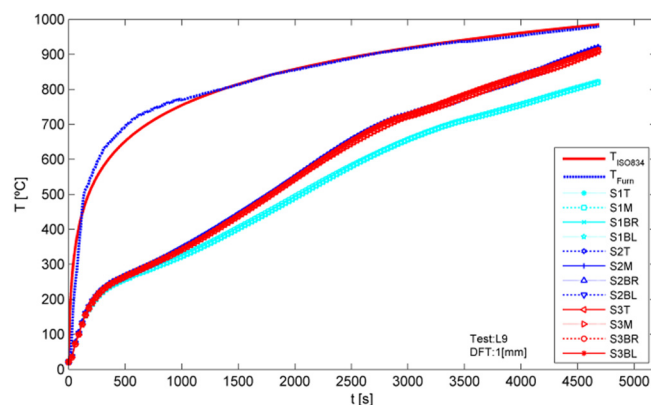


Figura A 136- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil L9.

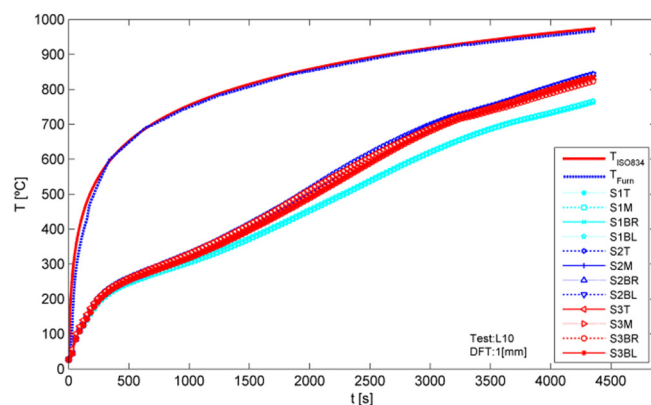


Figura A 137- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil L10.

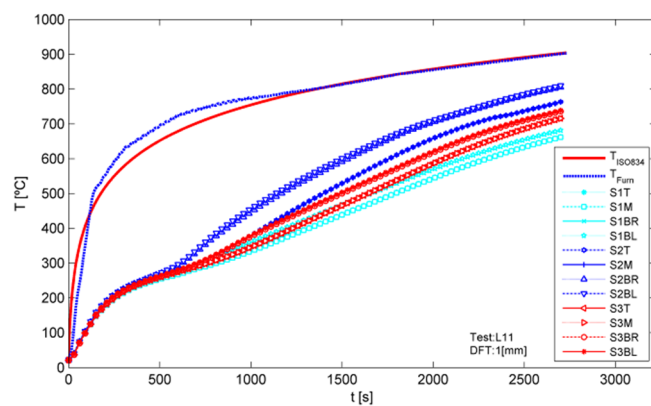


Figura A 138- Variação da temperatura do aço nas três secções do perfil L11.